VISIT…

LANZAROTE
Caliente.COM

К 31.37
1
К 621.186.3

Елизаров Д. П.

1 Паропроводы тепловых электростанций: (переходные режимы и некоторые вопросы эксплуатации). — М.: Энергия, 1980. — 264 с., ил.

В пер.: 1 р. 60 к.

В книге рассмотрены переходные пускоостановочные режимы паропроводов тепловых электростанций, условия их прогрева и расхолаживания. Изложены методы расчета температурных напряжений от весовой нагрузки, вертикальных перемещений трубопроводов, а также методы расчета продувочных линий. Даны рекомендации по эксплуатационному контролю состояния металла паропроводов.

Книга рассчитана на инженеров, занятых проектированием, исследованием и эксплуатацией паропроводов ТЭС.

Е $\frac{30303-115}{051(01)-80}$ 27-80. 2303030000 ББК 31.37 БП2.2

Дмитрий Павлович Елизаров

ПАРОПРОВОДЫ ТЕПЛОВЫХ ЭЛЕКТРОСТАНЦИЙ

Редактор *И. Н. Тамбиева*
Редактор издательства *Т. И. Мушинска*
Переплет художника *В. Н. Волкова*
Технический редактор *А. С. Давыдова*
Корректор *Г. А. Полонская*
ИБ № 1275

Сдано в набор 25.09.79 Подписано в печать 08.05.80 Т-09547
Формат 70×100¹/₁₆ Бумага типографская № 1 Гарнитура шрифта литературная
Печать высокая Усл. печ. л. 21,45 Уч.-изд. л. 23,05 Тираж 7000 экз.
Заказ 297 Цена 1 р. 60 к.

Издательство «Энергия», 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

Московская типография № 10 Союзполиграфпрома при Государственном комитете СССР по делам издательств, полиграфии и книжной торговли. 113114, Москва, М-114, Шлюзовая наб., 10

© Издательство «Энергия», 1980.

ПРЕДИСЛОВИЕ

За последние годы издательствами СССР выпущен ряд книг, в которых рассмотрены вопросы расчета и проектирования паропроводов тепловых электростанций. Прочности трубопроводных систем с использованием для расчетов вычислительной техники посвящена монография Д. Л. Костовецкого [П-1]. Методы расчета трубопроводов на ЭВМ освещены в [П-2]. В [П-3] наряду с другими вопросами получили развитие расчеты дуговых элементов трубопроводов. В [П-4] рассмотрена самокомпенсация температурных удлинений трубопроводов и описаны методы расчета их перемещений.

Монография Б. В. Рудомино и Ю. Н. Ремжина [П-5] посвящена проектированию трубопроводов тепловых электростанций, где наряду с прочностными даны гидродинамические расчеты.

Однако в отечественной литературе недостаточное освещение получили вопросы переходных пускоостановочных режимов паропроводов ТЭС и упрощенные методы связанных с ними расчетов, имеющие большое значение для эксплуатации. Настоящая книга имеет целью восполнить этот пробел. Она в значительной степени базируется на теоретических и экспериментальных работах кафедры «Тепловые электрические станции» Московского энергетического института в этой области.

Проблема переходных режимов главных паропроводов тепловых электростанций в связи с разуплотнением графиков нагрузки энергосистем СССР становится все более актуальной.

Здесь будут рассмотрены основные вопросы этой проблемы — температурные напряжения и усталостная прочность металла, условия прогрева и дренирование паропроводов, температурные перемещения паропроводных трасс при их прогреве и остывании, весовая нагрузка и ее оптимальное распределение между опорами и подвесками, натурная тензометрия паропроводов в переходных режимах и эксплуатационный контроль ползучести.

Знание поведения металла паропроводов в переходных режимах расширяет возможности повышения маневренности энергетических установок и должно помочь обоснованному проектированию и эксплуатации новых пиковых и полупиковых энергоблоков высоких параметров.

ВВЕДЕНИЕ

С повышением начальных параметров пара и мощности паротурбинных установок тепловых электростанций на органическом и ядерном топливе возрастает значение надежности работы их главных паропроводов.

Режимы работы энергосистем СССР характеризуются возрастающей неравномерностью графиков нагрузки, приводящей к необходимости в ряде случаев ежесуточных остановок и пусков котлов и турбин, охлаждения и прогрева паропроводов, что осложняет условия работы последних.

В практике эксплуатации ТЭС зарегистрировано много случаев аварийного выхода из строя оборудования в связи с повреждениями металла паропроводов. Для выяснения причин повреждений и устранения возможности их повторения необходимо знать уровень действующих в паропроводах напряжений в переходных режимах, когда они достигают наибольших значений. Отсутствие до последнего времени экспериментальных методов определения напряжений в металле действующих паропроводов в эксплуатационных условиях затрудняло этот анализ.

В паропроводах ТЭС действует сложный комплекс напряжений, которые можно классифицировать по времени действия, размерам зоны действия и причине, вызвавшей их появление. По времени действия различают напряжения, постоянные в установившихся состояниях, но изменяющиеся в переходных режимах; напряжения, развивающиеся только в переходных режимах; напряжения, медленно изменяющиеся по значению в процессе длительной эксплуатации, и случайные напряжения. По размеру зоны действия различают макро- и микронапряжения.

Для переходных режимов паропроводов характерно развитие макронапряжений, причинами которых являются внутреннее давление, самокомпенсация температурных расширений паропроводов, весовые и внешние нагрузки, динамическое воздействие потока пара и температурная неравномерность в радиальном, окружном и осевом направлениях. В процессе длительной эксплуатации при высокой температуре происходит постепенное снижение компенсационных напряжений, остаточных напряжений от пластической деформации паропровода и напряжений от монтажно-ремонтного натяга паропровода и его элементов.

Одним из наиболее тяжелых для паропроводов переходных температурных режимов является тепловой удар. Ввиду громоздкости теоретического решения задача о тепловом ударе в паропроводах не была доведена до практически удобного метода расчета и для оценки возникающих напряжений использовались упрощенные формулы для идеального теплового удара в предположении бесконечно большого коэффициента теплоотдачи от среды к стенке. К этим формулам вводились поправки. Получила распространение также упрощенная формула А. В. Ратнера (ВТИ) для напряжений теплового удара, базирующаяся на теории регулярного режима. Здесь получено численное решение задачи о напряжениях теплового удара в паропроводных трубах на базе классической теории и даны таблица и диаграмма для быстрой оценки значений этих напряжений.

На горизонтальных участках паропроводов при их прогреве с недостаточным дренированием возникают дополнительные температурные напряжения, обусловленные температурной неравномерностью по окружности трубы, которые могут играть существенную роль в развитии повреждений металла.

Для эксплуатации паропроводов в переходных режимах нужны рекомендации по допустимой разности температур по окружности трубы. Для этого требуется теоретическое решение двумерной задачи термоупругости для полого толстостенного цилиндра в режимах прогрева, при которых возникает подобная температурная неравномерность. Эта задача имела лишь приближенное решение на базе теории оболочек [В-1], непригодное для толстостенных паропроводных труб с отношением диаметров $\beta_0 = d_н/d_в$, достигающим 1,4—1,8. В книге приводится новое решение этой задачи применительно к толстостенным трубам.

В книге описаны методы горячей натурной тензометрии паропроводов ТЭС, разработанные за последние годы в МЭИ и получившие практическое внедрение. Приводятся результаты экспериментальных исследований напряжений в паропроводах и в их элементах в переходных пускоостановочных режимах.

Надежность работы главных паропроводов в значительной степени зависит от совершенства их дренирования в переходных пусковых режимах. Недостаточное дренирование вызывало появление значительной температурной неравномерности по окружности труб на горизонтальных участках и приводило к гидравлическим ударам. Методика расчета проходных сечений дренажных линий не была достаточно теоретически обоснована и базировалась в основном на имеющихся эксплуатационных данных. Здесь предлагается новый метод расчета, базирующийся на условии срыва пленки конденсата со стенки трубы при прогреве паропровода.

С переходными пускоостановочными режимами паропроводов тесно связана задача регулировки пружинных опор, обеспечивающей минимальный уровень изгибных напряжений от весовых нагрузок в горячем рабочем состоянии. Для регулировки пружинных опор требуется знание вертикальных температурных перемещений точек трассы в процессе прогрева, которые должны определяться с учетом упругости опор. Знание расчетных перемещений паропроводов необходимо и для эксплуатационной проверки отсутствия защемления трасс. До сих пор расчеты перемещений паропроводов с учетом упругости опор были выполнимы лишь с помощью ЭВМ по особым программам. Упрощенные методы безмашинных расчетов не учитывали упругости опор и давали большие отклонения от реально замеряемых вертикальных перемещений. В монографии предлагается упрощенный метод безмашинного расчета, позволяющий учитывать податливость опор.

Анализ имевших место аварий с фланцевыми соединениями паропроводов свидетельствует о большой актуальности исследования напряжений в крепежных деталях в переходных режимах и разработки эффективных методов контроля их затяжки. Описание этих методов и их применение приводится в настоящей книге.

Ползучесть является одной из важнейших характеристик служебных свойств металла паропроводных труб при температуре выше 450°С. Ряд аварий с паропроводами ТЭС связан с развитием недопустимой скорости ползучести в условиях эксплуатации. Применяющийся до настоящего времени в большинстве случаев метод контроля ползучести паропроводов по приварным бобышкам с помощью приставных скоб недостаточно надежен, не обеспечивает необходимой точности и непрерывности измерений. В книге описан новый прогрессивный метод контроля ползучести паропроводов ТЭС, внедряющийся на электростанциях.

Паропроводы ТЭС эксплуатируются в условиях циклического нагружения, причем общее число циклов за период эксплуатации относительно невелико и, как правило, не превышает 10^4. В связи с этим приобретает первостепенное значение разработка метода оценки прочности паропроводов на основе теории малоцикловой усталости.

Хотя на современном уровне развития теорий усталостных явлений достигнуты существенные результаты, способствующие лучшему пониманию их механизма, использование их для решения практических задач позволяет получить лишь приближенную оценку сроков службы. Это следует учитывать при чтении тех разделов книги, где теория малоцикловой усталости использовалась для практических рекомендаций.

ГЛАВА ПЕРВАЯ

ТЕМПЕРАТУРНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ПАРОПРОВОДАХ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

1-1. ВВЕДЕНИЕ

Существует мнение, что решение задач термоупругости в настоящее время не представляет интереса для эксплуатации паропроводов, работающих в условиях пластических деформаций и ползучести. С этим нельзя согласиться. Во-первых, для практических расчетов деталей, нагружаемых за предел упругости, применяют различные численные методы, сводящие решение нелинейной упругопластической задачи к последовательности линейных «упругих» задач с некоторыми дополнительными условиями, для которых необходимы «упругие» решения. Во-вторых, в переходных пускоостановочных режимах главные паропроводы и их элементы, за исключением зон концентрации напряжений, как правило, не нагружаются за предел упругости, а явление ползучести в сравнительно быстро протекающих переходных режимах не оказывает существенного влияния на перераспределение температурных напряжений.

За последние годы в энергетике получили развитие методы расчета паропроводов с помощью ЭВМ [П-1, П-2; 1-1—1-3 и др.], открывшие широкие перспективы для расчетного анализа. В свете этого необходимо оговорить место «ручных» методов расчета. Нам представляется, что было бы неправильным полностью от них отказаться. Безмашинные методы расчета напряжений в паропроводах, в том числе и температурных, играющих большую роль в переходных режимах, должны сохраниться и развиваться, как упрощенные оценочные «экспресс-методы». Они обладают большей наглядностью, чем машинные методы расчета, поэтому их дальнейшее развитие весьма желательно.

Задача о напряжениях в полом толстостенном цилиндре при любом осесимметричном распределении температур вдоль радиуса впервые была решена Лоренцем [1-4] и получены следующие выражения для напряжений:

$$\left.\begin{aligned} \sigma_r &= \frac{\alpha_t E}{1-\nu}\frac{1}{r^2}\left(\frac{r^2 - r^2_{\text{в}}}{r^2_{\text{н}} - r^2_{\text{в}}}\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{н}}} tr\,dr - \int\limits_{r_{\text{в}}}^{r} tr\,dr\right); \\ \sigma_t &= \frac{\alpha_t E}{1-\nu}\frac{1}{r^2}\left(\frac{r^2 + r^2_{\text{в}}}{r^2_{\text{н}} - r^2_{\text{в}}}\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{н}}} tr\,dr + \int\limits_{r_{\text{в}}}^{r} tr\,dr - tr^2\right); \\ \sigma_z &= \frac{\alpha_t E}{1-\nu}\left(\frac{2}{r^2_{\text{н}} - r^2_{\text{в}}}\int\limits_{r_{\text{в}}}^{r_{\text{н}}} tr\,dr - t\right). \end{aligned}\right\} \qquad (1\text{-}1)$$

С помощью формул (1-1) можно при любом осесимметричном распределении температур вдоль радиуса трубы найти напряжения, возникающие в любой точке трубы.

Задача о напряжениях в полом толстостенном цилиндре при его прогреве с постоянной скоростью ω повышения температуры внутренней среды решалась в ЮжОРГРЭС [1-5]. Было принято, что теплообмен между средой и внутренней поверхностью стенки паропровода подчиняется закону Ньютона, а на наружной поверхности трубы теплообмен отсутствует (идеальная теплоизоляция) и получено выражение для температурного поля в стенке трубы:

$$t = t_{0c} + \omega\tau + \frac{r^2_{н}}{4a}\omega\rho^2 - \frac{r^2_{н}}{2a}\omega\ln\rho + \frac{r^2_{н}}{2a}\omega\left(\frac{k}{\mathrm{Bi}} - \frac{1}{k\,\mathrm{Bi}} + \ln k - \frac{k^2}{2}\right) -$$

$$-\pi\,\mathrm{Bi}\sum_{i=1}^{\infty}\frac{\left[\omega\frac{r^2_{н}}{a} - (t_{0c} - t_0)\mu^2_i\right] I_1(\mu_i)\,[\mu_i I_1(\mu_i k) + \mathrm{Bi}\,I_0(\mu_i k)]}{\mu^2_i\,\{[\mu_i I_1(\mu_i k) + \mathrm{Bi}\,I_0(\mu_i k)]^2 - (\mathrm{Bi}^2 + \mu^2_i)\,I^2_1(\mu_i)\}}\times$$

$$\times U_0(\mu_i\rho)\exp(-\mu^2_i\,\mathrm{Fo}), \qquad (1\text{-}2)$$

где $U_0(\mu_i\rho) = Y_1(\mu_i)I_0(\mu_i\rho) - I_1(\mu_i)Y_0(\mu_i\rho)$; I_0, Y_0 — функции Бесселя нулевого порядка первого и второго рода; I_1, Y_1 — функции Бесселя первого порядка; $\mathrm{Bi} = \alpha r_{н}/\lambda$ — критерий Био; $\mathrm{Fo} = a\tau/r^2_{н}$ — критерий Фурье; $\rho = r/r_{н}$ — текущий безразмерный радиус трубы; $k = r_{в}/r_{н} = 1/\beta_0$ — отношение радиусов внутреннего к наружному; μ_i ($i = 1, 2, 3\ldots$) — корни характеристического уравнения:

$$Y_1(\mu_i)\left[\mu_i I_1\left(\frac{\mu_i}{\beta_0}\right) + \mathrm{Bi}\,I_0\left(\frac{\mu_i}{\beta_0}\right)\right] - I_1(\mu_i)\left[\mu_i Y_1\left(\frac{\mu_i}{\beta_0}\right) + \mathrm{Bi}\,Y_0\left(\frac{\mu_i}{\beta_0}\right)\right] = 0. \qquad (1\text{-}3)$$

С течением времени и возрастанием критерия Fo последний член в выражении (1-2) беспредельно уменьшается. По мере приближения к такому регулярному режиму прогрева температура любой точки стенки трубы становится линейной функцией времени, а поле градиента температуры будет постоянным. Пренебрегая последним членом в (1-2), получим выражение для температурного поля в стенке трубы в регулярном режиме прогрева:

$$t = t_{0c} + \omega\tau + \frac{r^2_{н}}{4a}\omega\left[\rho^2 - 2\ln\frac{\rho}{k} - k^2 + \frac{2(k^2-1)}{k}\,\frac{1}{\mathrm{Bi}}\right]. \qquad (1\text{-}4)$$

Температурный перепад по толщине стенки трубы здесь не зависит от критерия Био и определяется из уравнения

$$\Delta t = t_{\rho=k} - t_{\rho=1} = \frac{r^2_{н}}{4a}\omega(k^2 - 2\ln k - 1). \qquad (1\text{-}5)$$

При наличии температурного градиента по толщине цилиндрической стенки в ней возникают тангенциальные, аксиальные и радиальные напряжения, значения которых определяются выражениями (1-1). Для регулярного режима прогрева получаются следующие выражения для напряжений [1-5]:

$$\left.\begin{aligned}
\sigma_t &= \frac{\alpha_t E}{1-\nu}\omega\frac{r^2_{н}}{16a}\left[4\ln\rho - 3\rho^2 + \left(\frac{4k^2\ln k}{1-k^2} + k^2\right)\frac{1}{\rho^2} + k^2 + 5 + \frac{4k^2\ln k}{1-k^2}\right];\\
\sigma_z &= \frac{\alpha_t E}{1-\nu}\omega\frac{r^2_{н}}{8a}\left[2(2\ln\rho - \rho^2) + k^2 + 3 + \frac{4k^2\ln k}{1-k^2}\right];\\
\sigma_r &= \frac{\alpha_t E}{1-\nu}\omega\frac{r^2_{н}}{16a}\left[4\ln\rho - \rho^2 - \left(\frac{4k^2\ln k}{1-k^2} + k^2\right)\frac{1}{\rho^2} + k^2 + 1 + \frac{4k^2\ln k}{1-k^2}\right].
\end{aligned}\right\} \qquad (1\text{-}6)$$

В некоторых режимах работы блоков в главных паропроводах возникают циклические колебания температуры пара, приводящие к дополнительным циклическим напряжениям.

За время работы паропровода количество циклов этих напряжений достигает большого значения, а форма температурного цикла может быть различной. Теоретическое решение задачи о напряжениях в стенке при циклических изменениях температуры омывающей среды выполнено для частного случая гармонических колебаний

и плоской стенки А. В. Ратнером [1-6, 1-7], а для цилиндрической — В. М. Вигаком и С. В. Фальковским [1-8].

В настоящее время довольно хорошо изучена экспериментально прочность материалов при малоцикловой усталости при одноосном напряженном состоянии и предложены соответствующие эмпирические зависимости. Характерной особенностью процессов разрушения металлов при малом числе циклов нагружения (до 10^4—10^5) является возникновение повторных пластических деформаций. Сопротивление разрушению при этом существенно зависит от параметров и формы диаграммы циклического деформирования металла.

При жестком нагружении исключается возможность накопления односторонней пластической деформации и разрушение наступает только в результате образования и развития усталостной трещины. При мягком нагружении может происходить накопление пластической деформации одного знака и может возникнуть разрушение квазистатического типа.

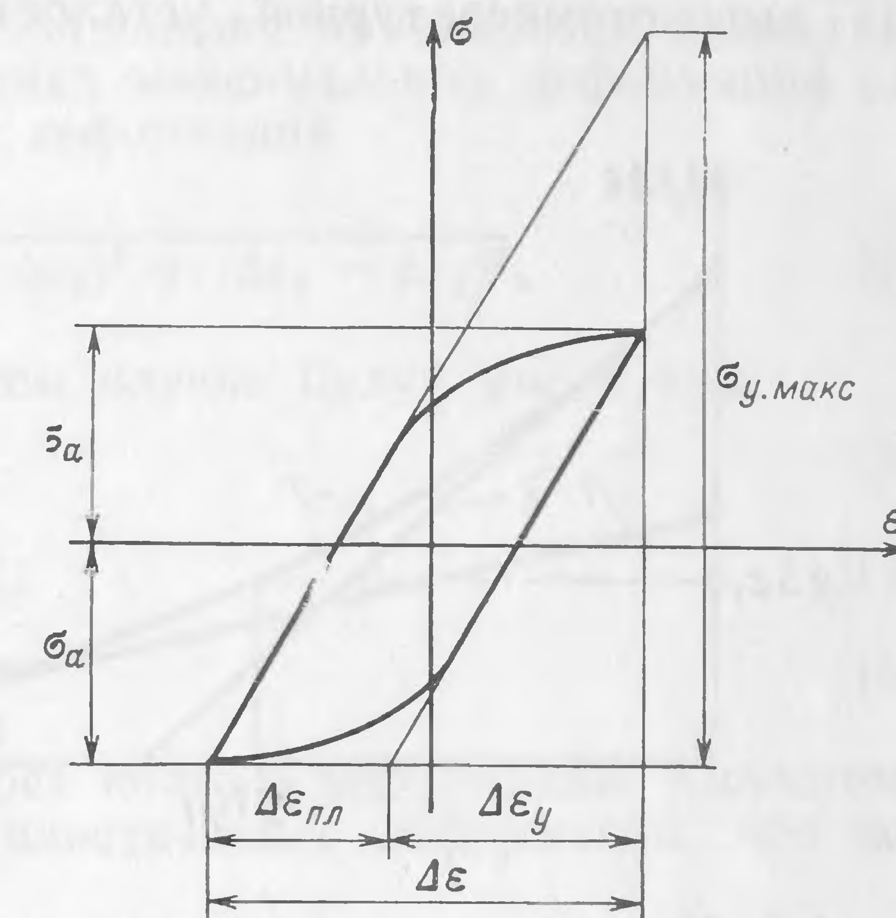


Рис. 1-1. Стабилизированная форма петли гистерезиса при жестком нагружении.

Форма петли гистерезиса диаграммы циклического деформирования может изменяться от цикла к циклу: различают металлы циклически упрочняющиеся, разупрочняющиеся и стабильные.

При жестком нагружении форма петли гистерезиса обычно после некоторого числа циклов стабилизируется (рис. 1-1). Ширина петли выражает размах пластической деформации в цикле $\Delta\varepsilon_{пл}$. На рис. 1-1 показаны также σ_a — амплитуда напряжений и $\sigma_{у.макс}$ — максимальное условное напряжение цикла, соответствующее размаху полной деформации $\Delta\varepsilon$, и вычисляемое в предположении упругой работы материала.

В качестве критерия прочности стали при малоцикловой усталости и одноосном растяжении (число циклов не более 10^5) Л. Ф. Коффиным [1-9] была предложена зависимость

$$N_р = C\Delta\varepsilon_{пл}^{-k}, \qquad (1\text{-}7)$$

где $N_р$ — число циклов до разрушения; $\Delta\varepsilon_{пл}$ — диапазон изменения в цикле пластических деформаций; C и k — эмпирические константы.

Для отожженной стали было получено $C = 0{,}129$; $k = 2$; для наклепанной $C = 0{,}0146$; $k = 1{,}86$.

Используя понятие максимального условного напряжения цикла в предположении упругой работы материала $\sigma_{у.макс}$ (рис. 1-1), можно получить:

$$\Delta\varepsilon_{пл} = \frac{1}{E}(\sigma_{у.макс} - 2\sigma_a). \qquad (1\text{-}8)$$

Если принять также $k = 2$ и

$$C = \left(\frac{1}{2}\ln\frac{1}{1-\psi}\right)^2, \qquad (1\text{-}9)$$

где ψ — относительное уменьшение поперечного сечения образца при статическом разрыве, тогда зависимость (1-7) может быть преобразована к виду

$$\sigma_{у.макс} = \frac{E}{2\sqrt{N_р}}\ln\frac{1}{1-\psi} + 2\sigma_a. \qquad (1\text{-}10)$$

Согласно рекомендации Лэнжера в формуле (1-10) $\sigma_а$ заменена на σ_{-1} (абсолютный предел усталости) и тогда критерий циклического разрушения получается в следующем виде:

$$\sigma_{у.макс} = \frac{E}{2\sqrt{N_р}} \ln \frac{1}{1-\psi} + 2\sigma_{-1}. \qquad (1\text{-}11)$$

С. С. Мэнсон [1-10] сделал попытку разработать упрощенный метод оценки предела высокотемпературной усталости лабораторных образцов при знакопеременном циклическом деформировании. Для большого числа опытов была построена зависимость в двойных логарифмических координатах срока службы образца от упругой и пластической составляющих деформации при циклическом деформировании для комнатной температуры. Усредненно был принят наклон этих зависимостей для пластической компоненты 0,6 и для упругой 0,12 (рис. 1-2). В результате был предложен критерий для малоциклового разрушения при комнатной температуре и при жестком одноосном нагружении

$$\Delta\varepsilon = 3{,}5\frac{\sigma_в}{E}N_р^{-0{,}12} + \left(\ln\frac{1}{1-\psi}\right)N_р^{-0{,}6}, \qquad (1\text{-}12)$$

где $\sigma_в$ — временное сопротивление разрыву при одноосном растяжении.

В формуле (1-12) первый член правой части выражает упругую деформацию $\Delta\varepsilon_у$, а второй пластическую $\Delta\varepsilon_{пл}$.

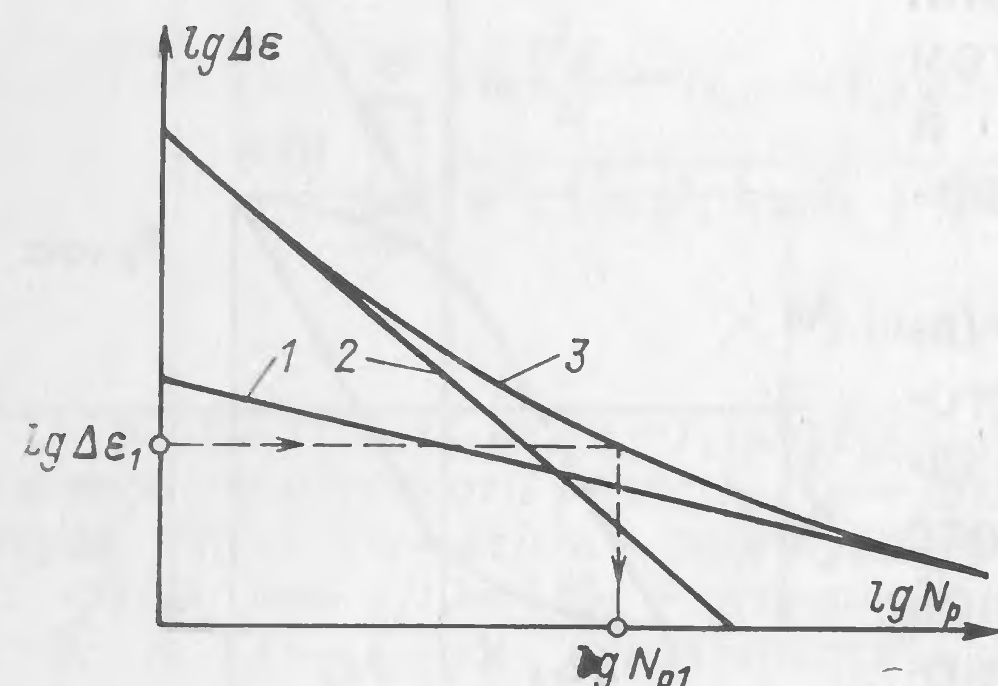


Рис. 1-2. Число циклов до разрушения образца по Мэнсону в зависимости от его упругой $\Delta\varepsilon_у$, пластической $\Delta\varepsilon_{пл}$ и общей деформации $\Delta\varepsilon$.

1 — $\Delta\varepsilon_у = 3{,}5\sigma_в/EN_р{-0{,}12}$; *2* — $\Delta\varepsilon_{пл} = \ln\ 1/(1-\psi)N_р{-0{,}6}$; *3* — $\Delta\varepsilon = \Delta\varepsilon_у + \Delta\varepsilon_{пл}$.

Для распространения зависимости (1-12) на образцы, работающие при высокой температуре, С. С. Мэнсон пошел по пути приближенной оценки. Весь срок службы металла им был разделен на две части: период до зарождения первой трещины и период развития трещины до разрушения.

На базе анализа опытных данных он пришел к заключению, что в условиях комнатной температуры приблизительно 85% срока службы расходуется на зарождение трещины и 15% на ее развитие до разрушения.

При высокой рабочей температуре металла, когда имеет место ползучесть, Мэнсон считал, что трещины зарождаются уже на раннем этапе срока службы и общий срок службы металла по этой причине сокращается и равен только периоду развития трещин. Принимая некоторый запас, Мэнсон предложил для области температур, где проявляется ползучесть, принимать срок службы и число циклов до разрушения равными 10% величины, получаемой по рис. 1-2 или по формуле (1-12). Разумеется, при этом исключается возможность учета таких факторов, как частота циклов нагружения, время выдержки в циклах, форма циклов и др.

Важное практическое значение имеет исследование влияния коррозионного воздействия среды на сопротивление малоцикловой усталости. Этот вопрос, однако, остается пока мало изученным.

В последние годы получили значительное развитие исследования термоусталости металлов, т. е. усталостных повреждений вследствие воздействия циклически изменяющегося температурного состояния. К термоусталости относят также усталостные повреждения, обусловленные совместным циклическим действием механической нагрузки и температурного фактора. Исследования показали, что сопротивление стали термоусталостному разрушению при умеренной максимальной температуре цикла характеризуется в основном теми же закономерностями, которые присущи механической усталости.

Приведенные выше соотношения справедливы для одноосного растяжения. Между тем в паропроводах и их элементах сложной конфи-

гурации, там, где наиболее часто появляются усталостные трещины имеет место сложное напряженное состояние. Формулировка критери прочности при сложнонапряженном состоянии является важной задаче в общей проблеме усталостной прочности.

Существуют два подхода к решению этой задачи. В первом, появившемся исто рически раньше, делаются попытки сформулировать критерий прочности на основ инвариантов теории пластичности: интенсивности напряжений или деформаций ил главных сдвигов [1-11 и др.]. Однако эти критерии не всегда достаточно хорош совпадают с данными экспериментов. Во втором за основу принимается размах мак симальных деформаций в цикле $\Delta\varepsilon_{макс}$, либо размах максимальных деформаций сдви га в цикле $\Delta\gamma_{макс}$, либо интенсивность размахов деформаций

$$\Delta\varepsilon_i = \frac{\sqrt{2}}{3}\sqrt{(\Delta\varepsilon_1 - \Delta\varepsilon_2)^2 + (\Delta\varepsilon_2 - \Delta\varepsilon_3)^2 + (\Delta\varepsilon_3 - \Delta\varepsilon_1)^2}. \qquad (1\text{-}1$$

Соответствующие критерии разрушения в этом случае будут иметь вид:

$$N_р = C_1\Delta\varepsilon_{макс}^{-k_1}; \qquad (1\text{-}1$$

$$N_р = C_2\Delta\gamma_{макс}^{-k_2}; \qquad (1\text{-}1$$

$$N_р = C_3\Delta\varepsilon_i^{-k_3}. \qquad (1\text{-}1$$

Здесь $\Delta\varepsilon_{макс}$, $\Delta\gamma_{макс}$ и $\Delta\varepsilon_i$ выражаются через полные деформации. Аналогичны формулы можно получить, используя размахи пластических деформаций, что мето дически более правильно.

А. Г. Костюком и его соавторами в [1-12] показано, что наилучшую сходимост с экспериментами при сложном напряженном состоянии дает критерий интенсивност размахов полных деформаций (1-16).

Особенностью работы паропроводов ТЭС является чередование пере ходных и стационарных режимов работы, вызывающих накоплени усталостных и длительных повреждений, что приводит к исчерпанию за паса прочности металла. При этом в некоторых наиболее напряженны точках возникают чередующиеся пластические деформации. Некоторы типичные циклы деформирования металла энергетического оборудова ния представлены на рис. 1-3.

Цикл, представленный на рис. 1-3,*а*, изображает поведение металла на обогре ваемой (внутренней) поверхности стенки трубы при прогреве из холодного состояни последующей работе на стационарном режиме и медленном остывании при останове Предполагается, что в процессе остывания температурные напряжения в стенке пре небрежимо малы.

Линия *0-1* определяет первый полуцикл: от начала прогрева до максимальног сжимающего напряжения; кривая *1-2* соответствует дальнейшему прогреву паропро вода и подъему в нем давления до выхода на стационарный рабочий режим; *2-3* — релаксация остаточных напряжений при стационарном режиме; участок *3-1* соответ ствует следующему пуску при режиме первого пуска. В дальнейшем для циклическ стабильного материала циклы повторяются по линиям *1-2-3-1*. За время пуска ма териал паропровода претерпевает вначале пластическую деформацию сжатия $\Delta\varepsilon'_{пл}$ а затем (в процессе дальнейшего прогрева) дополнительную пластическую дефор мацию растяжения $\Delta\varepsilon''_{пл}$.

Цикл по схеме рис. 1-3,*б* соответствует пуску из холодного состояния, стацио нарной работе и быстрому останову, когда в трубе возникают температурные напря жения при ее остывании. Здесь $\Delta\varepsilon'_{пл}$ — пластическая деформация сжатия в начал пуска, $\Delta\varepsilon''_{пл}$ — пластическая деформация растяжения во второй стадии пуска д выхода на рабочие параметры, $\Delta\varepsilon'''_{пл}$ — пластическая деформация растяжения пр быстром охлаждении.

Цикл, представленный на рис. 1-3,*в*, соответствует поведению материала на внут ренней поверхности стенки паропровода, соприкасающейся со средой, в случае про грева неостывшего паропровода, когда в начале пуска блока в него поступает сред с температурой, более низкой чем температура стенки трубы.

В начале пуска в результате резкого остывания стенки трубы в ней возникае пластическая деформация растяжения $\Delta\varepsilon'_{пл}$, затем в процессе дальнейшего прогрев и достижения максимальных сжимающих температурных напряжений на внутренне поверхности в точке *1* цикла возникает пластическая деформация сжатия $\Delta\varepsilon''_{пл}$, в тре



Рис. 1-3. Типичные циклы деформирования материала энергетического оборудования и соответствующие лабораторные циклы по А. Г. Костюку [1-13].

а — цикл при пуске из холодного состояния и при медленном остывании при останове; *б* — цикл при пуске из холодного состояния и при быстром охлаждении во время останова; *в* — цикл при пуске из неостывшего состояния и при быстром охлаждении при останове; σ и ε — изменение напряжения и деформации на внутренней поверхности детали в цикле; τ_* — время работы в стационарном режиме.

тий раз пластическая деформация будет растягивающей и равной $\Delta\varepsilon'''_{пл}$. Она возникает в процессе выхода паропровода на нормальные рабочие параметры. В четвертый и последний раз возникает пластическая деформация растяжения $\Delta\varepsilon^{IV}_{пл}$ в процессе быстрого охлаждения паропровода при останове блока.

Многообразие режимов и большое число переменных параметров практически исключают возможность получения непосредственных экспериментальных данных по долговечности для всех описанных циклов. Задача осложняется еще и тем, что деформирование протекает при переменной температуре, в условиях концентрации напряжений и при сложном напряженном состоянии. В связи с этим исследователи пошли по пути разработки гипотезы прочности, основанной на достаточно простых предположениях.

А. Г. Костюком и его соавторами [1-14] была выдвинута гипотеза, что для одинаковых циклов критерий разрушения имеет структуру

$$1/N_p = f(1/N_0, \lambda). \tag{1-17}$$

В этой формуле N_p — действительное число циклов от разрушения; $1/N_p$ — степень повреждения за один цикл; $1/N_0$ — степень повреждения, обусловленная только повторной пластической деформацией без учета ползучести; λ — степень повреждения от ползучести:

$$\lambda = \int_0^{\Delta\tau} \frac{d\tau}{\tau_p}, \tag{1-18}$$

где $\tau_p(\sigma, t)$ — время до разрушения вследствие ползучести (без учета циклического деформирования) при постоянных напряжении σ и температуре t; $\Delta\tau$ — продолжительность одного цикла.

Зависимость (1-17) была предложена в частном виде:

$$\left(\frac{N_p}{N_0}\right)^{\alpha} + (N_p\lambda)^{\beta} = 1, \tag{1-19}$$

где α, β — экспериментальные константы.

При $\alpha=\beta=1$ условие (1-19) переходит в гипотезу линейного суммирования повреждений

$$1/N_p = \frac{1}{N_0} + \lambda. \tag{1-20}$$

Г. А. Туляков [1-15] на базе выполненных в ЦНИИТмаш исследований пришел к заключению, что линейный закон суммирования относительных долговечностей при совместном действии термоциклической и статической нагрузок в общем случае не соблюдается. Он ввел допущение, что предельные кривые долговечности при комбинированном действии статической и термоциклической нагрузок выражаются в относительных координатах семейством парабол, симметрично расположенных по обе стороны от прямой, соответствующей линейному закону суммирования. В итоге для постоянной рабочей температуры было получено

$$\frac{N}{N_p} + \frac{\tau}{\tau_p} = A_c \leqslant 1 + \alpha_c\sqrt{2}\left[1 - \left(\frac{N}{N_p} - \frac{\tau}{\tau_p}\right)^2\right], \tag{1-21}$$

где A_c — параметр относительной суммарной долговечности; α_c — экспериментально определяемый коэффициент суммирования, находящийся в пределах $0 \leqslant |\alpha_c| \leqslant \frac{\sqrt{2}}{2}$ характеризующий степень отклонения кривой предельных амплитуд от линейного закона и зависящий в общем случае от последовательности и длительности приложения нагрузок, уровня напряжений и механических свойств материала; N, N_p — задаваемое и разрушающее число термоциклов нагружения образца с амплитудой $\Delta\varepsilon$; τ, τ_p — время действия статической нагрузки с напряжением σ и время до разрушения образца по кривым длительной прочности.

Здесь предполагается, что в условиях термической усталости и ползучести при сложнонапряженном состоянии сохраняются степенные зависимости долговечности, установленные по данным испытаний при линейном напряженном состоянии. Формулу (1-21) следует считать более точной, но она сложнее формулы (1-20) и нет достаточных данных о α_c.

Л. Н. Минкиным (ЦНИИТмаш) исследовалась циклическая прочность сварных соединений паропроводов из теплостойких сталей [1-16]. Исследования проводились при малоцикловом и при длительном статическом нагружении. Применялись мягкий и жесткий режимы нагружения. Циклически изменялись изгибающий момент и внутреннее давление при повышенной температуре пропускаемого в трубу пара (до 565°C). Исследовалось влияние асимметрии цикла, частоты изменения нагрузки, продолжительности выдержки в цикле. В результате была предложена зависимость, позволяющая определять число циклов до разрушения с учетом выдержки в циклах

$$N_p = 0{,}7 \cdot 10^{-2} N_{рк} (\tau_{вц})^{-0{,}4}, \tag{1-22}$$

где $N_{рк}$ — количество циклов до разрушения при комнатной температуре, определяемое, например, по формуле (1-12) с использованием критерия интенсивности размахов деформаций в цикле (1-13); $\tau_{вц}$ — продолжительность выдержки в циклах, ч.

Методика расчета на малоцикловую усталость трубопроводов и сосудов, работающих под давлением, базирующаяся на 3-й теории прочности, приводится в [1-17]. Она сводится к следующему. По полученным расчетами составляющим тензора напряжений σ_r, σ_t, σ_z, τ_{rt}, τ_{tz}, τ_{rz} для наиболее нагруженной точки трубопровода определяют главные напряжения σ_1, σ_2 и σ_3, после чего строится их зависимость от времени в рассматриваемых циклах. Для моментов времени τ_1, τ_2, τ_3, τ_4, τ_5 и τ_6,

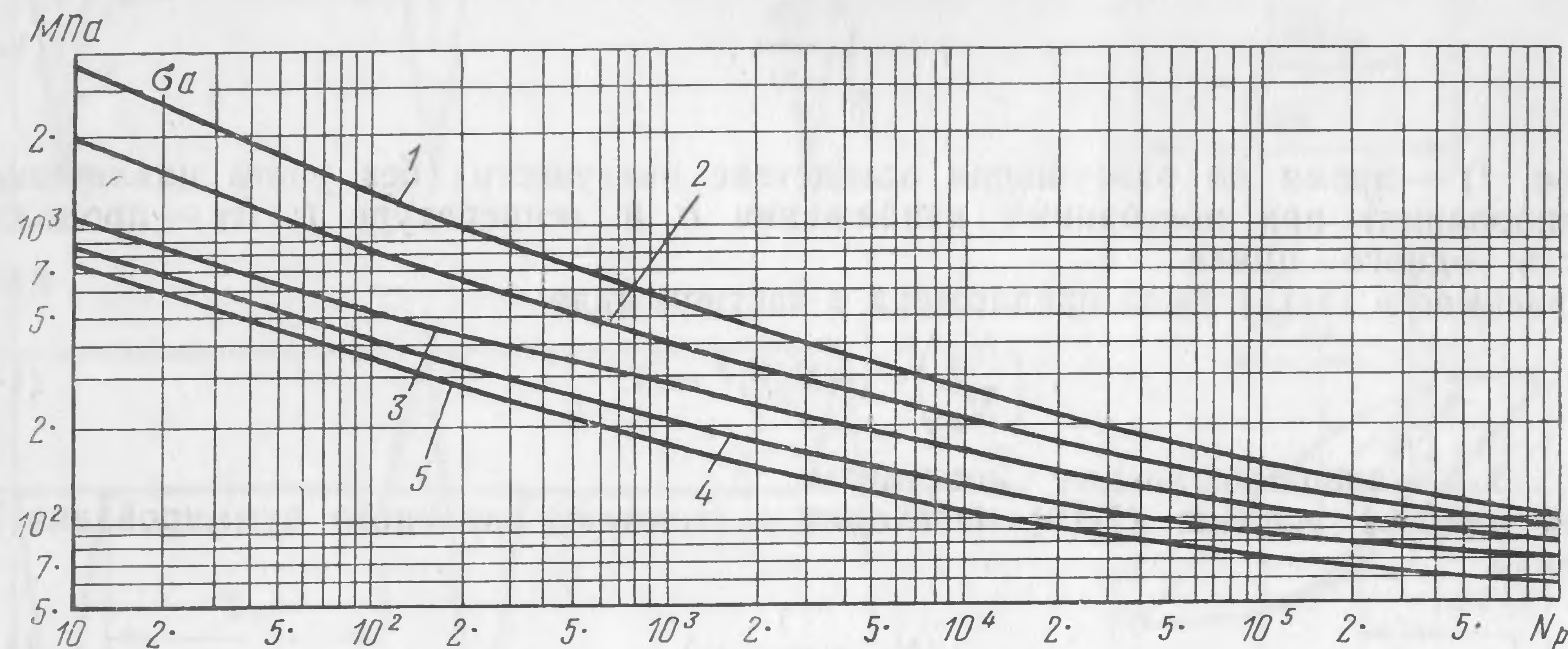


Рис. 1-4. Расчетные графики малоцикловой усталости для углеродистых и низколегированных сталей с содержанием хрома до 5% [1-18].

1—5 — соответственно 700° F (371°C); 800 (427); 900 (482); 1000 (538); 1100° F (593°C); σ_a — амплитуда напряжений в мегапаскалях (1 МПа=142,2 *psi*).

соответствующих значениям $\sigma_{1макс}$, $\sigma_{1мин}$, $\sigma_{2макс}$, $\sigma_{2мин}$, $\sigma_{3макс}$ и $\sigma_{3мин}$, определяются условные приведенные напряжения:

$$\left.\begin{aligned}
&\text{при } \tau_1 \text{ находят } \sigma_{1макс}-\sigma_2,\ \sigma_{1макс}-\sigma_3,\ \sigma_2-\sigma_3;\\
&\text{при } \tau_2 \text{ находят } \sigma_{1мин}-\sigma_2,\ \sigma_{1мин}-\sigma_3,\ \sigma_2-\sigma_3;\\
&\text{при } \tau_3 \text{ находят } \sigma_{2макс}-\sigma_3,\ \sigma_{2макс}-\sigma_1,\ \sigma_3-\sigma_1;\\
&\text{при } \tau_4 \text{ находят } \sigma_{2мин}-\sigma_3,\ \sigma_{2мин}-\sigma_1,\ \sigma_3-\sigma_1;\\
&\text{при } \tau_5 \text{ находят } \sigma_{3макс}-\sigma_1,\ \sigma_{3макс}-\sigma_2,\ \sigma_1-\sigma_2;\\
&\text{при } \tau_6 \text{ находят } \sigma_{3мин}-\sigma_1,\ \sigma_{3мин}-\sigma_2,\ \sigma_1-\sigma_2.
\end{aligned}\right\} \quad (1\text{-}23)$$

В результате расчета определяются наибольшие и наименьшие значения приведенных напряжений, которые для сокращения записи будем обозначать через $(\sigma_i-\sigma_j)_{макс}$ и $(\sigma_i-\sigma_j)_{мин}$. Наибольший размах приведенных напряжений $\sigma_{макс.раз}$ определяют как наибольшую величину среди следующих значений:

$$\left.\begin{aligned}
&|(\sigma_1-\sigma_2)_{макс}-(\sigma_1-\sigma_2)_{мин}|;\\
&|(\sigma_1-\sigma_3)_{макс}-(\sigma_1-\sigma_3)_{мин}|;\\
&|(\sigma_2-\sigma_3)_{макс}-(\sigma_2-\sigma_3)_{мин}|.
\end{aligned}\right\} \quad (1\text{-}24)$$

Амплитуду приведенных напряжений $(\sigma_a)_{пр}$ определяют как половину размаха, рассчитанного по формулам (1-24).

На этом можно ограничить краткий обзор методов расчета металла паропроводов на циклическую прочность, использованных в данной книге. Данные по циклической прочности низколегированных сталей при температуре 570°С взяты из [1-18] и приведены на рис. 1-4.

1-2. НАПРЯЖЕНИЯ В ПАРОПРОВОДАХ ПРИ ТЕПЛОВОМ УДАРЕ

Одним из наиболее тяжелых для паропроводов переходных температурных режимов с точки зрения возникающих напряжений является тепловой удар.

Тепловой удар характеризуется скачкообразным изменением температуры проходящей через паропровод среды или поступлением другой среды с температурой, отличающейся от температуры металла паропровода. В реальных условиях температура среды изменяется не мгновенно, а в течение некоторого короткого отрезка времени. Интенсивность теплового удара измеряется скачком температуры и коэффициентом теплоотдачи от среды к стенке трубы, зависящим от вида и агрегатного состояния среды.

Различаются тепловой удар при нагреве и охлаждающий тепловой удар. Тепловой удар при нагреве наблюдается, например, когда в первоначально холодный паропровод, заполненный воздухом атмосферного давления, поступает греющий пар, температуру которого на начальной стадии прогрева можно считать близкой к 100°С. Типичными примерами охлаждающего теплового удара являются заброс воды в горячий паропровод или поступление в паропровод пара с недостаточно высокой температурой при пуске блока из неостывшего состояния.

В большинстве случаев явление теплового удара в паропроводах не проявляется в чистом виде, а сопровождается другими побочными явлениями, накладывающими отпечаток на возникающее температурное и напряженное состояние.

Поскольку известное из литературы теоретическое решение задачи о тепловом ударе в паропроводных трубах не было доведено до численного метода расчета напряжений, здесь восполнен данный пробел.

Классическое решение задачи о тепловом ударе обычно ограничивалось температурными полями [1-19, 1-20]. Лишь в [1-21] аналитическое решение доведено до напряжений, но оно выполнено для полых цилиндров с большим отношением диаметров поперечного сечения $\beta_0>2$, что нереально для современных паропроводов тепловых электростанций, поскольку наиболее толстостенные из них на сверхкритические параметры пара имеют $\beta_0<1{,}8$.

В других работах (например, в [1-22]) рассматривался так называемый «идеальный» тепловой удар при допущении бесконечно большого коэффициента теплоотдачи α от среды к стенке паропровода на внутренней поверхности. В этом случае расчетные напряжения теплового удара значительно больше фактически наблюдаемых.

В работе [1-23] приводится график изменения во времени разности температур в стенке паропровода при тепловом ударе для различных коэффициентов теплоотдачи α и для различной толщины стенки трубы. Для одного частного случая дана кривая напряжений теплового удара, но коэффициент теплоотдачи был принят неоправданно малым. Никаких обобщающих формул там нет.

А. В. Ратнером [1-7] при рассмотрении теплового удара введены «коэффициент неравномерности температурного поля» в стенке и «коэффициент эффективности теплового удара», зависящие от критерия Био и от геометрической характеристики стенки. Задача решалась применительно к регулярному режиму.

Приведенный краткий обзор основных работ, посвященных тепловому удару в трубах, показывает, что имеющиеся данные о напряжениях теплового удара в паропроводных трубах требуют существенного дополнения и уточнения на базе классической теории.

Современное развитие вычислительной техники позволяет получить решение задачи о тепловом ударе в паропроводных трубах с учетом всевозможных уточняющих факторов.

Здесь предлагается для практического использования численное решение задачи на базе классической теории [1-24]. Это решение не претендует на очень высокую точность, поскольку здесь не учитывается

возможное изменение коэффициента теплоотдачи α от греющей среды к стенке трубы в процессе теплового удара и некоторые другие уточняющие факторы. Однако это решение дает лучшее приближение к реальным условиям, чем известные до настоящего времени.

На коэффициент α в процессе теплового удара оказывают влияние изменение температуры стенки паропровода у внутренней поверхности и некоторые другие факторы. Теплообмен при конденсации пара внутри труб еще не всесторонне исследован даже для простейшего случая — вертикально расположенной трубы. Все исследования теплообмена производились только в условиях стационарных режимов и применять их результаты для нестационарного режима теплового удара можно лишь с оговоркой для приближенной оценки.

Для расчета коэффициента теплоотдачи при пленочной конденсации неподвижного пара на вертикальной стенке обычно пользуются формулами Д. А. Лабунцова [1-25]. Исследования теплообмена при конденсации движущегося пара внутри вертикальных труб в СССР проводили многие ученые, в том числе С. С. Кутателадзе, В. В. Консетов. Наиболее новыми здесь являются исследования В. П. Исаченко [1-26].

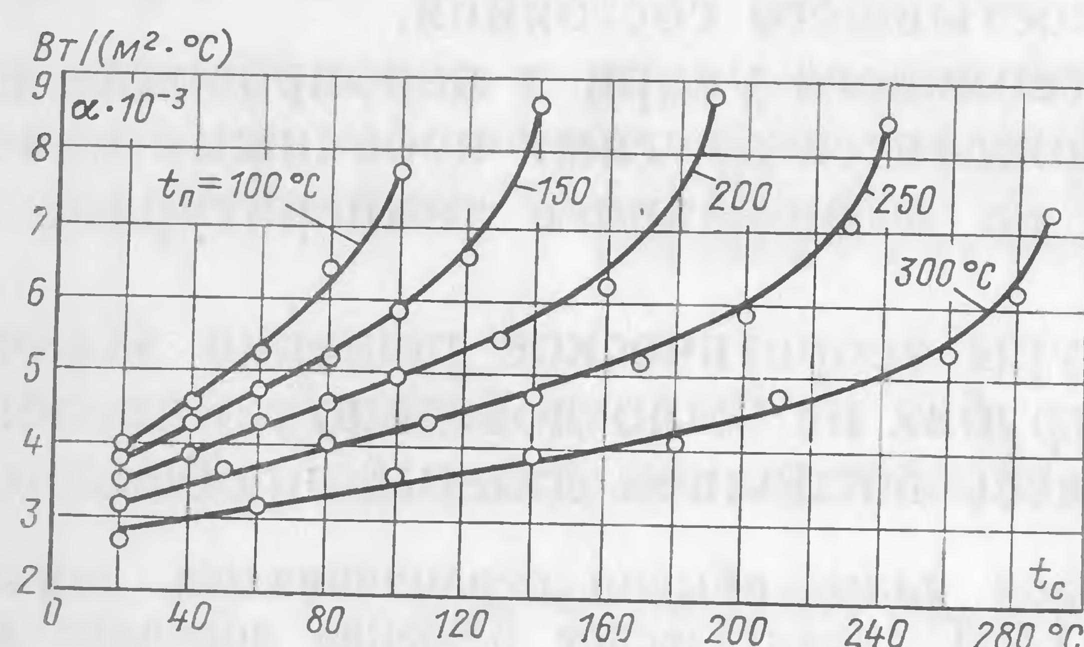


Рис. 1-5. Коэффициент теплоотдачи при пленочной конденсации неподвижного пара на вертикальной стенке при ламинарном течении пленки конденсата. Расчет по формуле Д. А. Лабунцова [1-25].

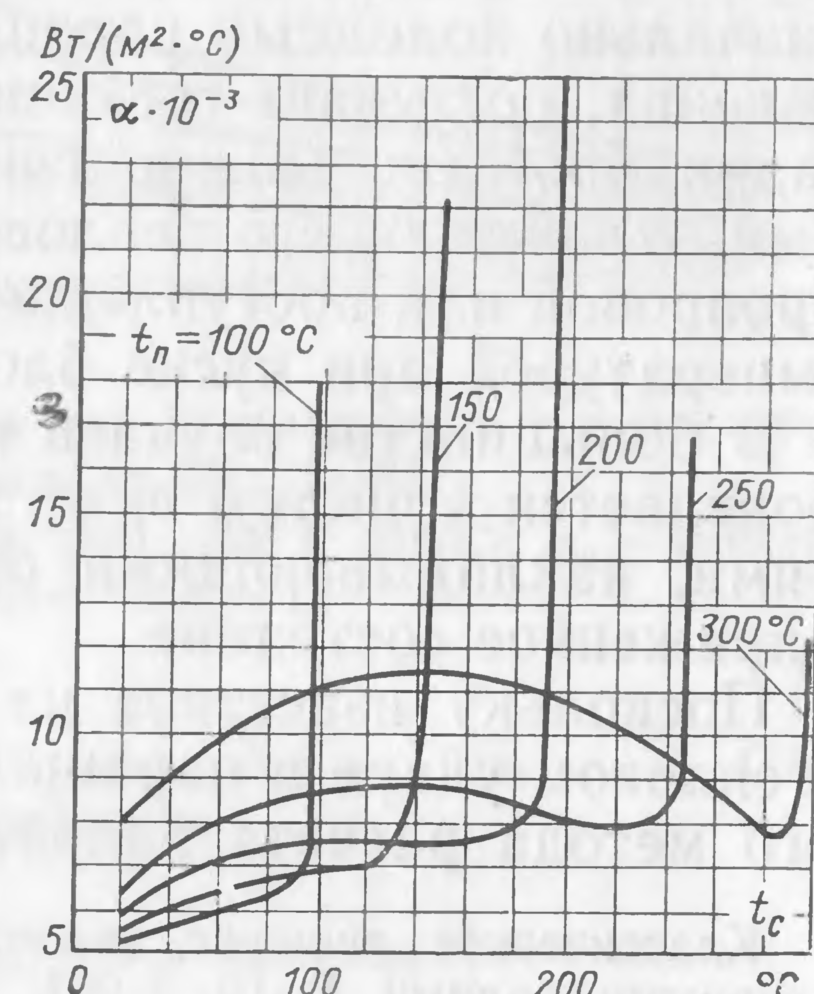


Рис. 1-6. Коэффициент теплоотдачи при пленочной конденсации неподвижного пара на вертикальной стенке при смешанном течении пленки конденсата. Расчет по формуле Д. А. Лабунцова [1-25].

Очень сложен процесс теплоотдачи при конденсации пара в горизонтальных трубах при небольшой скорости движения, что характерно для режимов прогрева паропроводов, когда необходимо учитывать и силу тяжести, и силу трения. Эта задача приближенно решалась в СССР, однако полученные формулы требуют уточнения.

Было выполнено расчетное исследование влияния температуры стенки трубы на α с использованием формул Д. А. Лабунцова для ламинарного и смешанного течения пленки конденсата. Его результаты представлены в виде графиков на рис. 1-5 и 1-6. Расчеты выполнялись для различных значений температуры насыщения греющего пара $t_п$. С ростом температуры стенки трубы у внутренней поверхности t_c коэффициент теплоотдачи α интенсивно увеличивается лишь в конце прогрева. Учитывая, что максимум напряжений теплового удара приходится на начальный период процесса, погрешность расчетов за счет пренебрежения изменением α не превышает 20%. Если принять при расчете завышенное значение α, тогда погрешность переходит в запас прочности.

Лучше обстоит дело в случае движущегося пара. Для определения среднего коэффициента теплоотдачи при пленочной конденсации движущегося пара внутри трубы при турбулентном течении конденсата может быть использована зависимость, предложенная Л. Д. Бойко [1-41, 3-12]. Эта зависимость в целом более подходит для эксплуатационных условий прогрева главных паропроводов ТЭС, чем формулы Д. А. Лабунцова, поскольку в целях обеспечения равномерного прогрева подача пара в паропровод должна быть принята в количестве, обеспечивающем критическую скорость срыва пленки конденсата.

В соответствии с формулой Л. Д. Бойко коэффициент теплоотдачи α в этом случае не зависит от температуры стенки паропровода. Значения коэффициента теплоотдачи при критической скорости пара, обеспечивающей срыв пленки конденсата, в зависимости от внутреннего диаметра паропровода приводятся на рис. 1-7. Таким образом, α в этих условиях можно принимать постоянным для всего процесса теплового удара.

Для случая охлаждающего теплового удара при забросе воды в паропровод при определении α целесообразно использовать формулу, предложенную З. Л. Миропольским [1-27]. Результаты расчетов в виде зависимости α от температуры стенки паропровода у внутренней поверхности при различных давлениях в паропроводе приведены на рис. 1-8. Расчеты выполнены для паропровода с внутренним диаметром 240 мм при начальном расходном массовом паросодержании $x=0{,}83$. Коэффициент теплоотдачи от стенки к среде заметно уменьшался по мере снижения температуры стенки лишь при давлении в паропроводе более 15 МПа в конце процесса охлаждения.

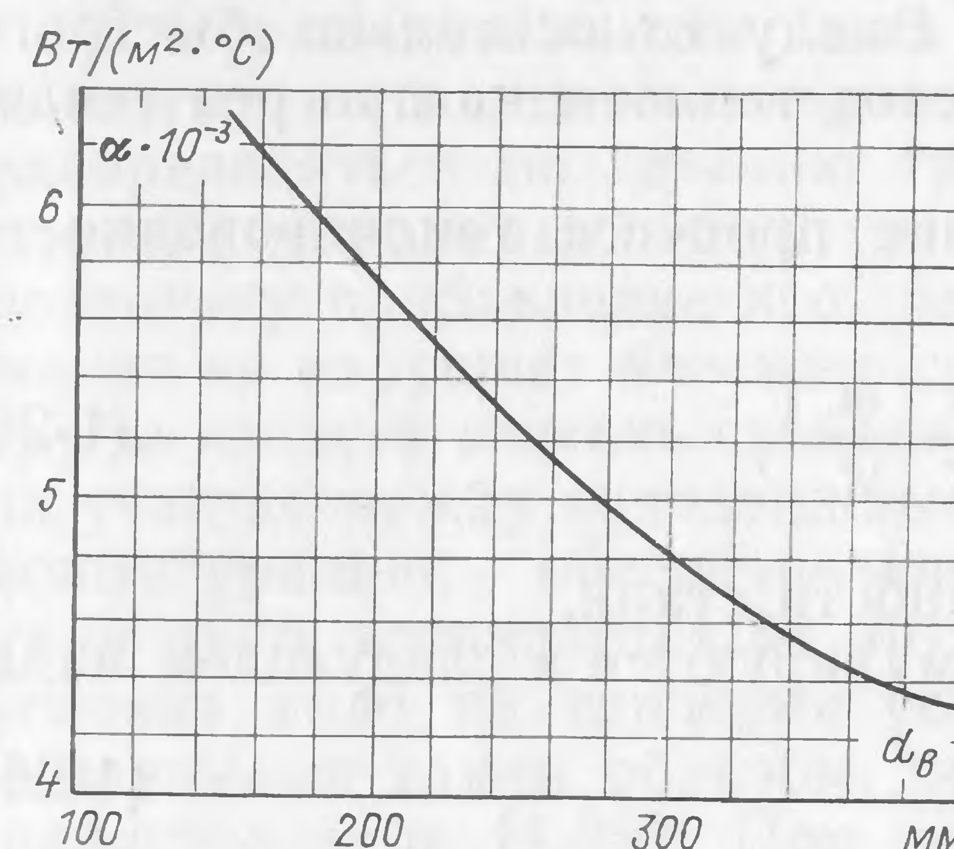


Рис. 1-7. Коэффициент теплоотдачи при пленочной конденсации движущегося пара внутри трубы при турбулентном течении конденсата. Расчет по формуле Л. Д. Бойко [1-41].

$d_в$ — внутренний диаметр паропровода.

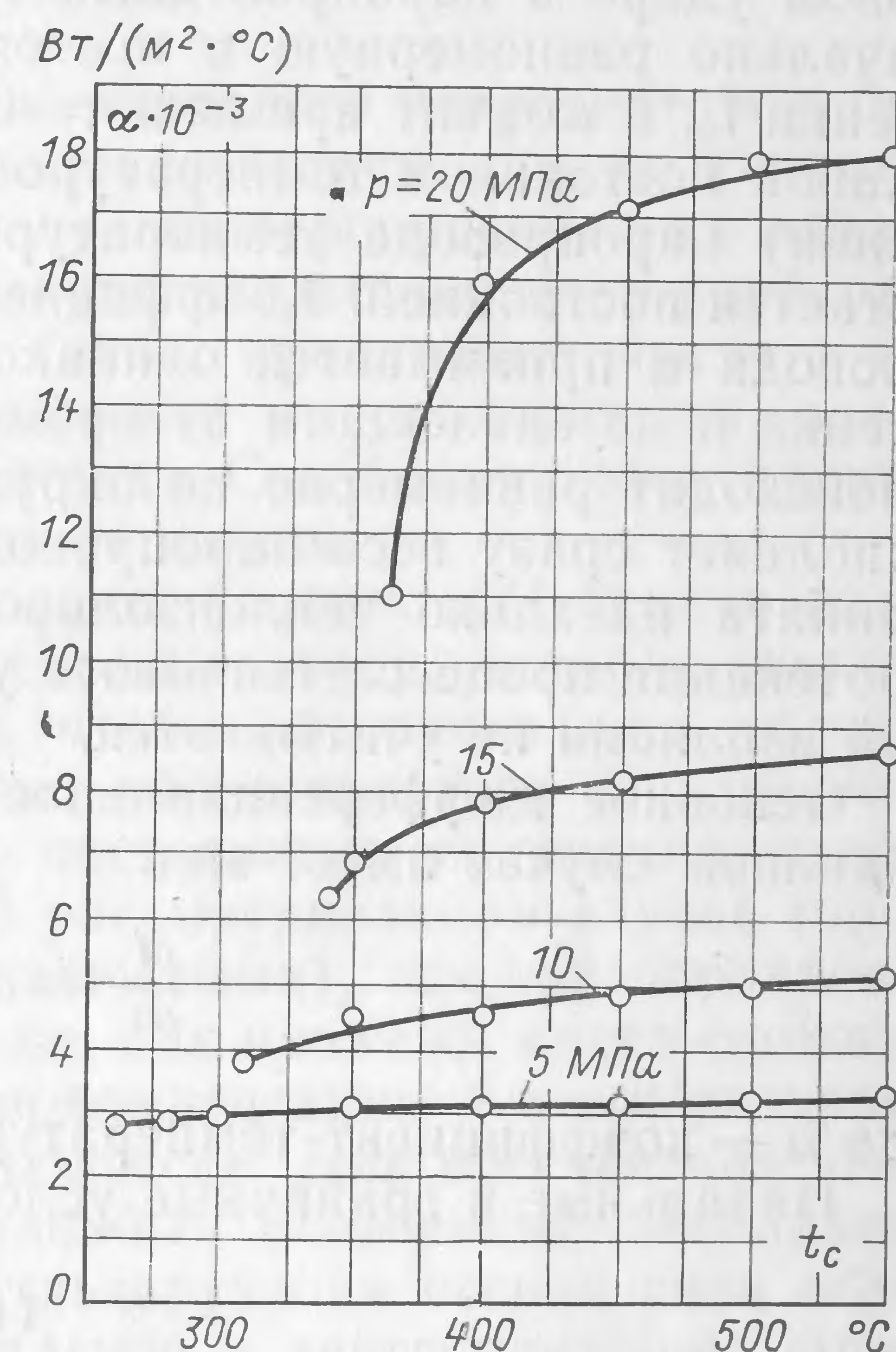


Рис. 1-8. Коэффициент теплоотдачи в условиях вынужденного движения пароидкостной смеси внутри трубы при пленочном режиме кипения воды и при турбулентном движении пара в пленке. Расчет по формуле З. Л. Миропольского [1-27].

p — давление в паропроводе.

Учитывая недостаточную определенность приведенных данных по теплообмену при тепловом ударе, исследование напряжений теплового удара было выполнено с принятием критерия Био (безразмерного коэффициента теплоотдачи) в качестве одного из параметров процесса. В исследовании не учитывалось температурное изменение модуля упругости E и коэффициента температурного удлинения α_t стали, что при скачках температуры до 200°С приводило к погрешности по напряжению не более 8%.

Решение задачи о напряжениях теплового удара приводится здесь лишь в упругой постановке. Ограничение скачка температуры при тепловом ударе упругими деформациями обеспечивает надежную гарантию по циклической прочности стали и в то же время не слишком сужает маневренность оборудования. Влияние ползучести на перераспределение напряжений в стенке паропровода при тепловом ударе не учитывалось ввиду кратковременности процесса.

Расчетное исследование выполнялось как безмашинным способом, так и с использованием ЭВМ БЭСМ-4. Вариантные расчеты охватили значения критерия Био от 5 до 80 и отношение диаметров труб β_0 от

2697

1,2 до 2. Этим охватываются все типоразмеры применяющихся на ТЭС труб для главных паропроводов и практически весь возможный диапазон значений α при тепловом ударе как паром, так и водой.

Расчеты были выполнены в интервале значений критерия Фурье (безразмерного времени) от 0,001 до 1, что включало в себя моменты прохождения максимумов напряжений практически во всех случаях.

В исследовании была принята следующая постановка задачи о тепловом ударе в паропроводных трубах. В паропровод, имеющий первоначально равномерную и постоянную по всему сечению температуру стенки t_0, в момент времени $\tau=0$ поступает среда (пар или вода) с заданной постоянной температурой $t_п$. В процессе прогрева (или охлаждения) паропровода температура греющей (или охлаждающей) среды остается постоянной. Коэффициент теплоотдачи от среды к стенке паропровода α принимается одинаковым для всей внутренней поверхности стенки и не зависящим от времени. Прогрев (или охлаждение) стенки происходит равномерно по окружности и по длине паропровода: среда заполняет сразу весь паропровод. Наружная поверхность стенки трубы принята идеально теплоизолированной. Ввиду относительно быстрого протекания процесса теплового удара расход теплоты на прогрев тепловой изоляции не учитывается.

Основное дифференциальное уравнение процесса теплопроводности в данном случае имеет вид:

$$\frac{\partial t}{\partial \tau}=a\left[\frac{\partial^2 t}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial t}{\partial r}\right], \qquad (1\text{-}25)$$

где a — коэффициент температуропроводности стали.

Начальные и граничные условия формулируются в следующем виде:

$$t(r,\ 0)=t_0; \qquad (1\text{-}26)$$

$$\frac{\partial t\,(r_в,\ \tau)}{\partial r}=\frac{\alpha}{\lambda}\,(t_п-t_0); \qquad (1\text{-}27)$$

$$\frac{\partial t\,(r_н,\ \tau)}{\partial r}=0, \qquad (1\text{-}28)$$

где λ — коэффициент теплопроводности стали; $r_в$ и $r_н$ — внутренний и наружный радиусы трубы.

Для решения задачи целесообразно ввести новую переменную $\vartheta=t_п-t$. Для начальной разности температур вводится обозначение $\vartheta_0=t_п-t_0$. Решение уравнения (1-25) для температурного поля приводится в [1-19]. Для удобства расчетного исследования это решение записано в виде

$$\frac{\vartheta}{\vartheta_0}=\sum_{n=1}^{\infty} e^{-\mu^2_n \mathrm{Fo}} A_n M_n, \qquad (1\text{-}29)$$

где

$$A_n=\pi\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}\frac{\left[I_1(\mu_n)+\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}I_0(\mu_n)\right]I_1(\beta_0\mu_n)}{\left[I_1(\mu_n)+\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}I_0(\mu_n)\right]^2-\left[1+\left(\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}\right)^2\right]I^2_1(\beta_0\mu_n)};$$

$$M_n=I_1(\beta_0\mu_n)\,Y_0(\beta\mu_n)-Y_1(\beta_0\mu_n)\,I_0(\beta\mu_n);$$

$\beta_0=r_н/r_в$; $\beta=r/r_в$ — текущий относительный радиус сечения трубы; I_0, I_1, Y_0, Y_1 — функции Бесселя первого и второго рода от действительного аргумента нулевого и первого порядков; μ_n — корни характеристического уравнения

$$\frac{Y_1(\beta_0\mu_n)}{I_1(\beta_0\mu_n)}\,\frac{I_1(\mu_n)+\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}I_0(\mu_n)}{Y_1(\mu_n)+\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}Y_0(\mu_n)}=1. \qquad (1\text{-}30)$$

При выводе формул для напряжений теплового удара автором был принят «квазистатический» подход к решению задачи, т. е. не учитывалось влияние ускорений, а деформация стенки паропровода как движение рассматривалась как некоторая последовательность состояний равновесия (гипотеза Дюгамеля) [1-28]. Также предполагалось, что поперечные сечения трубы не деформируются в направлении ее оси и остаются плоскими. На основании принципа Сен-Венана это справедливо для достаточно длинных труб вдали от концов.

Для решения задачи были использованы формулы (1-1) для радиального и аксиального напряжений. Аксиальное напряжение σ_z должно распределяться по сечению трубы так, чтобы обеспечивалось условие плоских деформаций. Это условие может обеспечиваться многозначно, поскольку прибавление к σ_z некоторого постоянного по сечению напряжения не нарушает плоского сечения. В рассматриваемом случае торцы трубы следует считать свободными (не зажатыми), так как паропровод на участке между неподвижными опорами, как правило, имеет сложную конфигурацию, обеспечивающую самокомпенсацию температурных удлинений, и опирается на пружинные подвески. Для обеспечения этого условия надо на торцевые сечения наложить постоянные аксиальные напряжения таким образом, чтобы результирующая осевая сила обращалась в нуль [1-29]. При этом радиальное и тангенциальное напряжения останутся без изменения, а аксиальное напряжение

$$\sigma_z=\sigma_r+\sigma_t. \qquad (1\text{-}31)$$

Введя в формулу (1-1) для σ_r относительную радиальную координату $\beta=r/r_в$, получим:

$$\sigma_r=\frac{\alpha_t E}{(1-\nu)\,\beta^2}\left[\frac{\beta^2-1}{\beta^2_0-1}\int_1^{\beta_0} t\beta\,d\beta-\int_1^{\beta} t\beta\,d\beta\right]. \qquad (1\text{-}32)$$

Подставляя в (1-32) из (1-29) температуру стенки трубы, после ряда преобразований получим окончательную формулу для безразмерного радиального напряжения

$$\bar{\sigma}_r=\frac{1-\nu}{\alpha_t E\vartheta_0}\,\sigma_r=\sum_{n=1}^{\infty} e^{-\mu^2_n \mathrm{Fo}} A_n\left[\frac{\beta^2_0-\beta^2}{\beta^2}B_n+\frac{1}{\mu_n\beta}N_n\right], \qquad (1\text{-}33)$$

где

$$B_n=\frac{2}{\pi}\,\frac{\mathrm{Bi}}{\mu^3_n(\beta^2_0-1)}\,\frac{I_1(\beta_0\mu_n)}{I_1(\mu_n)+\frac{\mathrm{Bi}}{\mu_n}I_0(\mu_n)};$$

$$N_n=I_1(\beta_0\mu_n)\,Y_1(\beta\mu_n)-Y_1(\beta_0\mu_n)\,I_1(\beta\mu_n).$$

Соответствующая формула для тангенциального безразмерного напряжения имеет вид:

$$\bar{\sigma}_t=\frac{1-\nu}{\alpha_t E\vartheta_0}\sigma_t=\sum_{n=1}^{\infty} e^{-\mu^2_n \mathrm{Fo}}A_n\left[M_n-\frac{1}{\beta\mu_n}N_n-B_n\frac{\beta^2_0+\beta^2}{\beta^2}\right]. \qquad (1\text{-}34)$$

Аксиальное напряжение находится суммированием по (1-31).

Расчеты по формулам (1-31), (1-33), (1-34) показали, что тангенциальные напряжения теплового удара распределяются по толщине стенки паропровода таким образом, что их наибольшие значения имеют место на внутренней и на наружной поверхностях (рис. 1-9), причем при тепловом ударе нагревом на внутренней поверхности стенки напряжения сжимающие, а на наружной—растягивающие. Эпюры аксиального и тангенциального напряжений теплового удара по форме и значению близки между собою: в промежуточных точках аксиальное напряжение немного меньше тангенциального, а в крайних точках у внутренней и у наружной поверхностей стенки трубы напряжения $\sigma_z=\sigma_t$. Радиальное напряжение теплового удара по абсолютному значению на порядок меньше аксиального и тангенциального, если сопоставить их максимумы. При тепловом ударе нагревом радиальное напряжение в стенке трубы сжимающее. У внутренней и наружной поверхностей стенки трубы, где максимальны σ_z и σ_t, радиальное напряжение равно нулю, поэтому при оценке прочности материала паропровода при тепловом ударе в наиболее нагруженных зонах радиальное напряжение можно не учитывать. В силу равенства наибольших значений σ_t и σ_z достаточно определять только тангенциальное напряжение и только у наружной и у внутренней поверхностей стенки трубы.

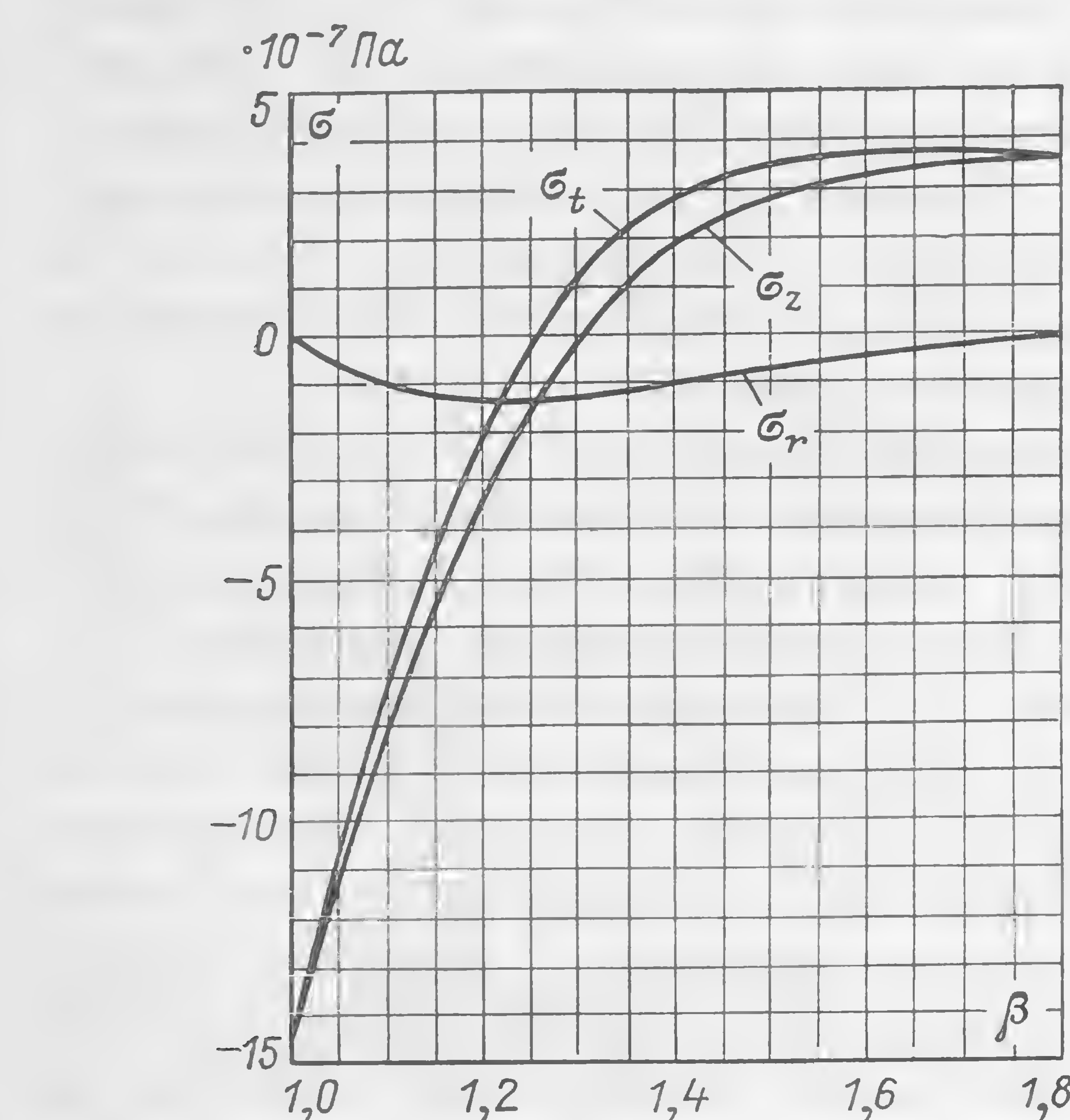


Рис. 1-9. Соотношение трех составляющих напряжений теплового удара для трубы из стали 12Х1МФ при $\beta_0=1{,}8$, Bi=10; Fo=0,04, $\alpha_t=10{,}8\cdot10^{-6}$ °C^{-1}, $E=2{,}1\cdot10^5$ МПа, $\vartheta_0=80$°C. σ_t — тангенциальное напряжение; σ_z — аксиальное напряжение; σ_r — радиальное напряжение.

Формула (1-34) слишком сложна для повседневных расчетов тангенциальных напряжений, а пользоваться каждый раз услугами ЭВМ не представляется возможным. Исходя из этого для инженерной практики рекомендуется обобщенная диаграмма безразмерных тангенциальных напряжений теплового удара для наружной и внутренней поверхностей стенки трубы (рис. 1-10). С ее помощью можно при некоторых значениях критерия Био и отношения диаметров β_0 быстро определить напряжения теплового удара на наружной и внутренней поверхностях стенки трубы и проследить, как изменяются напряжения у наружной и внутренней поверхности во времени. В целях удобства для практического использования в приложении 1 приводится более полная таблица безразмерных напряжений теплового удара у наружной и внутренней поверхностей стенки трубы, охватывающая β_0 от 1,2 до 2, Bi от 5 до 80 и Fo от 0,001 до 1.

Для иллюстрации явления теплового удара в паропроводных трубах на рис. 1-11 приводятся температурные графики безразмерных температур в стенке трубы для Bi=10 при различных значениях β_0, а на рис. 1-12 аналогичные графики для $\beta_0=1{,}6$ при различных значениях критерия Bi. Для получения достаточной точности расчета при малых значениях критерия Фурье необходимо учитывать тем больше членов ряда в формуле (1-29), чем больше β_0 и Bi. При безмашинных

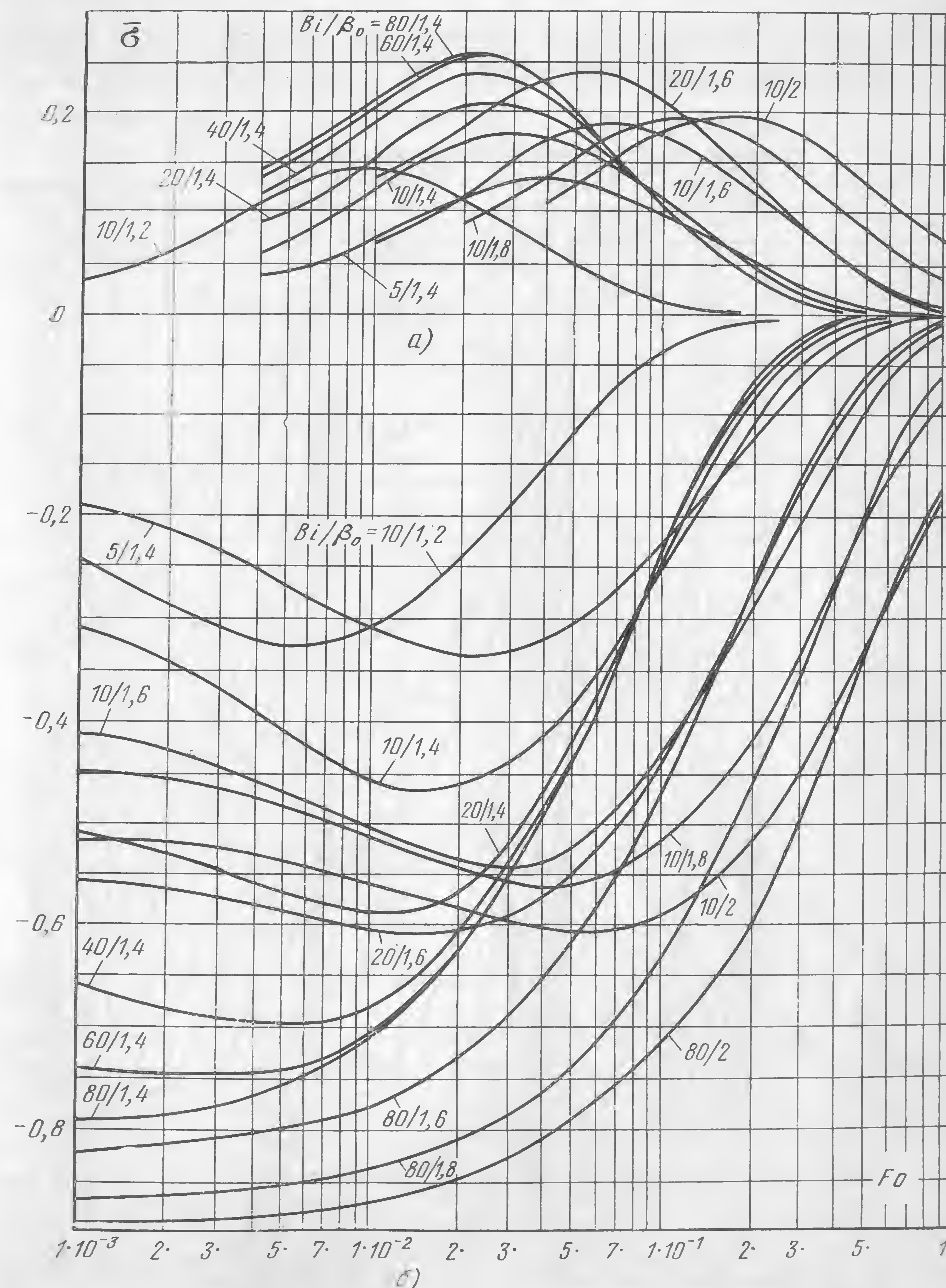
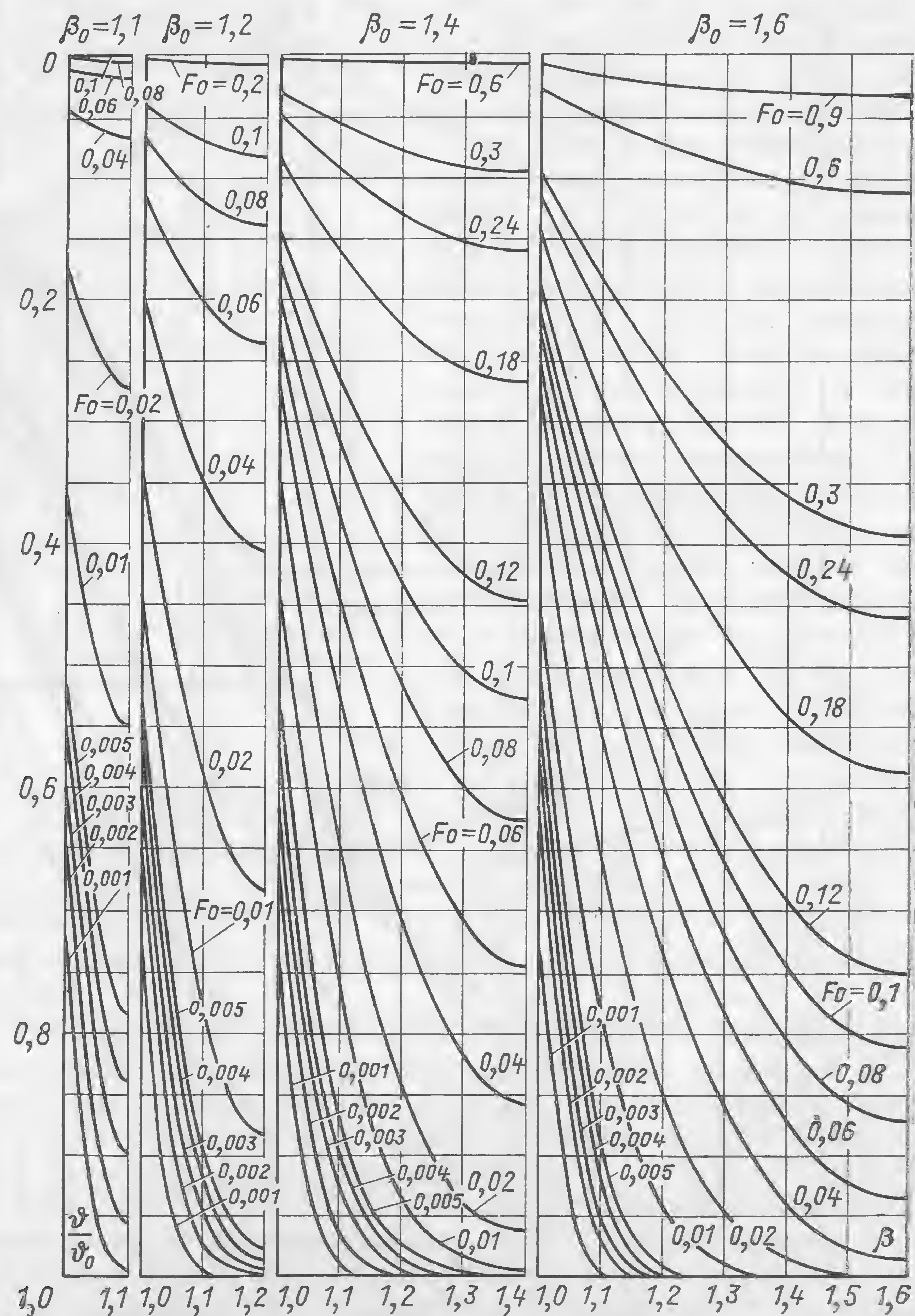


Рис. 1-10. Обобщенная диаграмма для определения безразмерных аксиальных и тангенциальных напряжений теплового удара $\bar{\sigma}$ в стенке трубы, у наружной (а) и внутренней (б) поверхности стенки.

расчетах использовалось от одного до пяти членов ряда. Расчеты на БЭСМ-4 производились с использованием десяти членов. Результаты хорошо совпали с данными безмашинного расчета.

Для графиков, изображенных на рис. 1-11, характерна однотипность кривых при малых значениях критерия Фурье ($Fo \leqslant 0{,}02$). Скачок температур у внутренней поверхности стенки при $Fo=0{,}001$ получился приблизительно одинаковым для всех значений β_0 и глубина проникновения температурной волны в стенку также одинаковая (около 25% полной толщины стенки при $\beta_0=1{,}6$). С увеличением Fo расхождение между температурными графиками для различных значений β_0 увеличивается.

Выравнивание температурного графика по толщине стенки паропровода при тепловом ударе происходит тем скорее, чем меньше β_0. Например, при $\beta_0=1{,}2$ температурное поле по толщине стенки выравнивается при $Fo \geqslant 0{,}24$; при $\beta_0=1{,}4$ такое состояние достигается только при $Fo=0{,}9$, а при $\beta_0=1{,}6$ в момент времени $Fo=0{,}9$ температурное поле по толщине стенки еще весьма неравномерно.



Из рис. 1-12 видно, что при одинаковом β_0 достигнутая температура стенки трубы у внутренней поверхности при минимальном рассмотренном $Fo=0{,}001$ тем больше, чем больше критерий Bi. При $Bi=5$ процесс протекает достаточно плавно и при $Fo=0{,}001$ подъем температуры стенки у внутренней поверхности составляет всего около 16% скачка температуры среды. При $Bi=10$ эта величина уже достигает 30%, при $Bi=20$ соответственно 45%, а при $Bi=80$ подъем равен 75%. При $Bi>60$ процесс приближается к идеальному тепловому удару, когда температура внутренней поверхности стенки трубы мгновенно следует за скачком температуры среды.

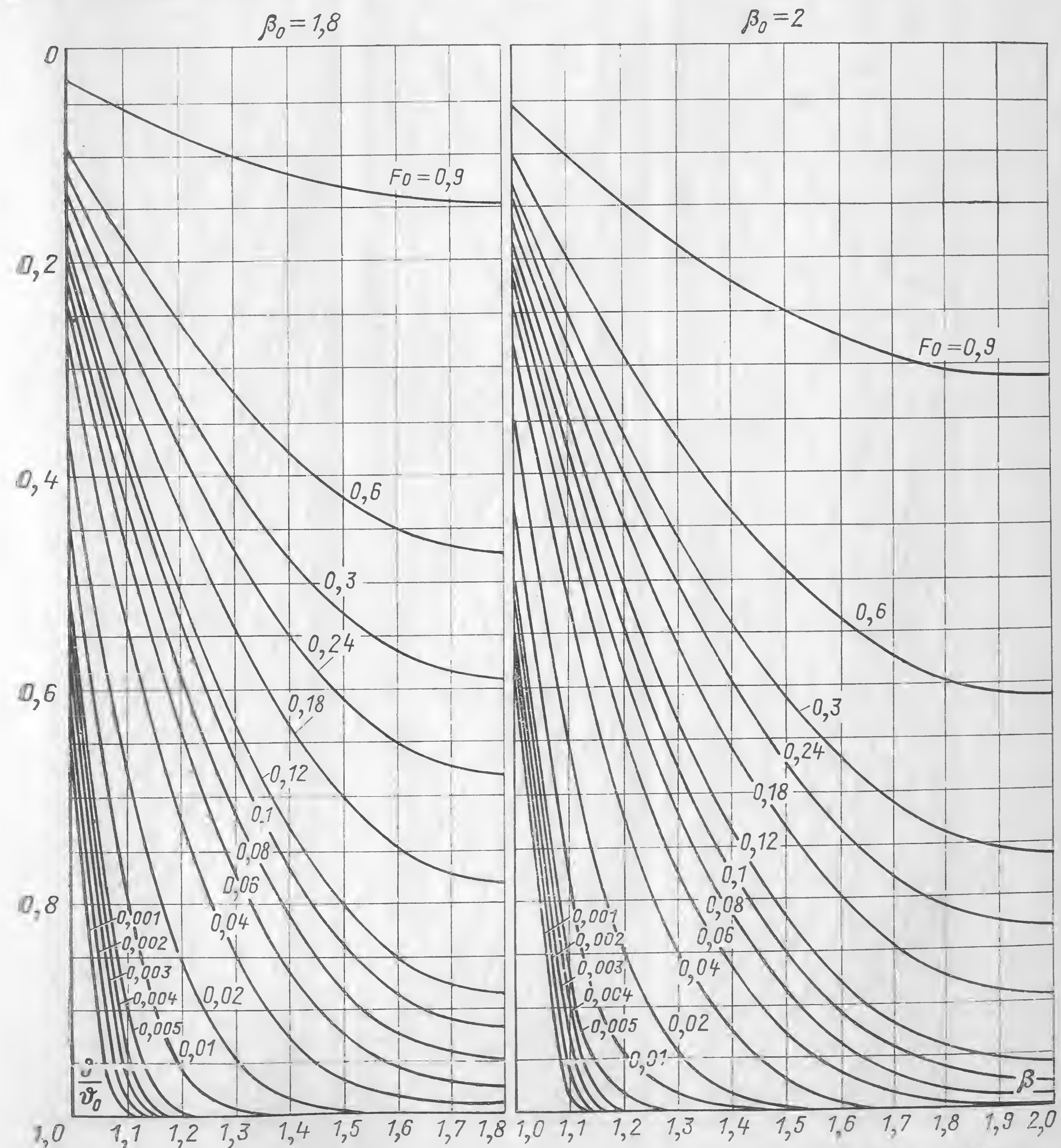


Рис. 1-11. Графики безразмерных температур ϑ/ϑ_0 в стенках трубопроводов при тепловом ударе для критерия $Bi=10$ при различных значениях отношения диаметров $\beta_0=d_н/d_в$. $\beta=r/r_в$ — текущий радиус сечения трубы.

По формулам (1-33), (1-34) автором были выполнены вариантные расчеты абсолютных значений радиальных и тангенциальных напряжений в стенке паропроводной трубы для наиболее распространенного в практике случая теплового удара нагревом при поступлении в холодный паропровод с начальной температурой стенки $t_0=20°C$ пара атмосферного давления с температурой насыщения $t_п=100°C$. Скачок температуры внутренней среды в этом случае составляет $\vartheta_0=80°C$. Расчеты выполнялись для паропроводной трубы из стали 12Х1МФ при $\alpha_t=10,8\times10^{-6}\ °C^{-1}$ и $E=2,1\cdot10^5$ МПа.

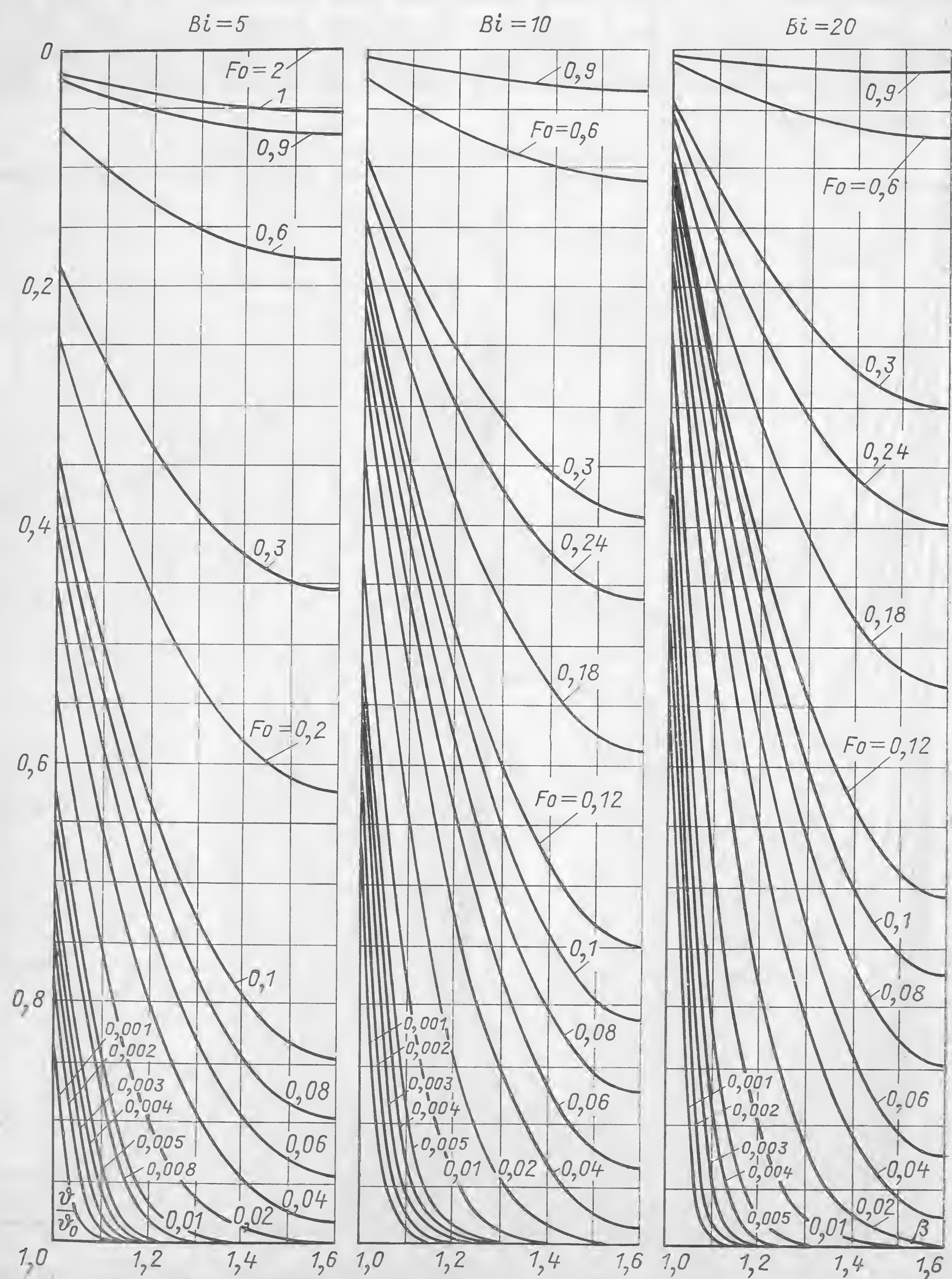
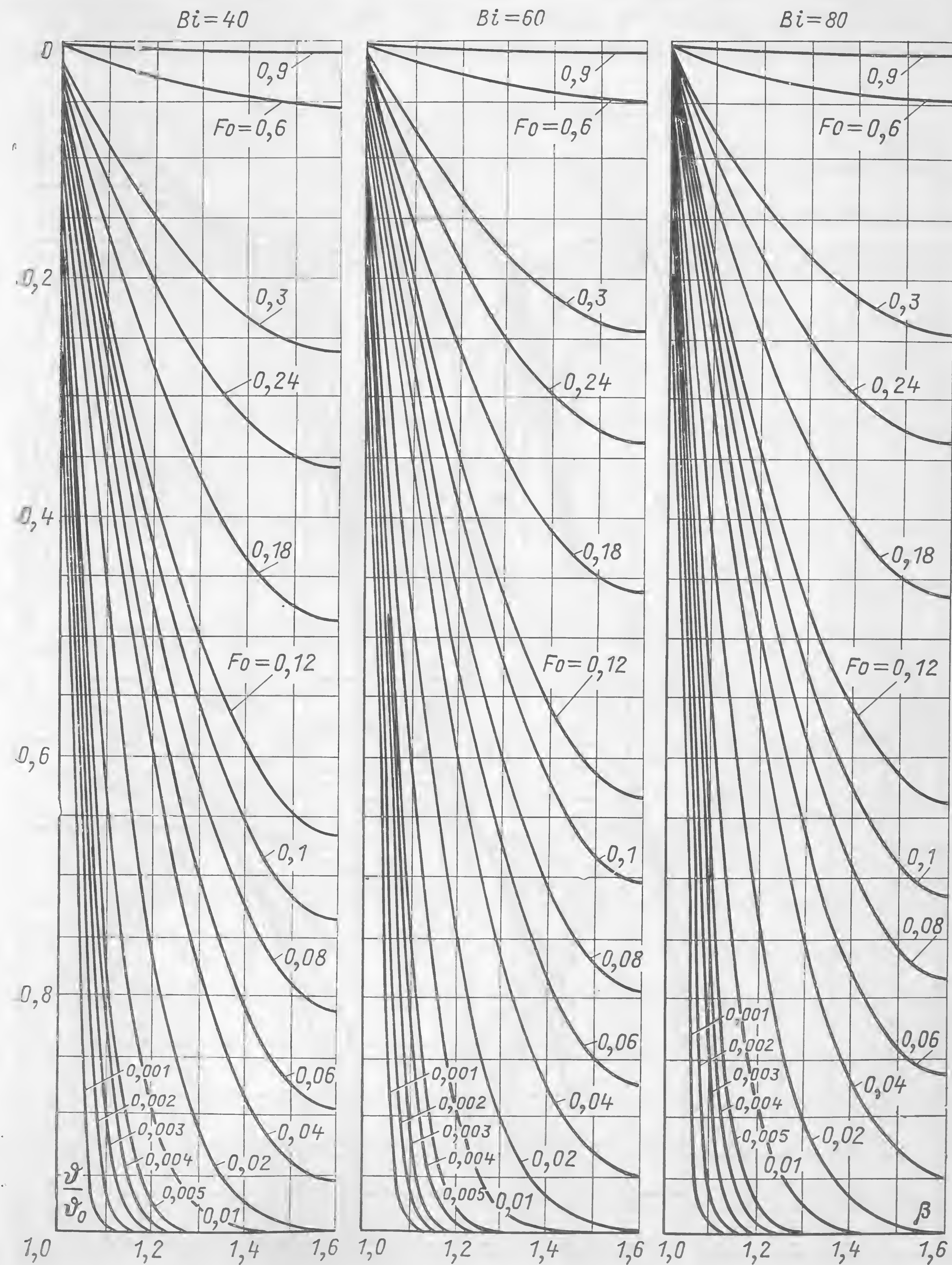


Рис. 1-12. Графики безразмерных температур ϑ/ϑ_0 в стенках трубопроводов при крите

57001—2в

Соответствующие графики для тангенциального напряжения даны на рис. 1-13, 1-14. Радиальное напряжение для случая Bi=10, $\beta_0=1,2$ и $\beta_0=1,8$ представлено на рис. 1-15. Для обеспечения четкости изображений графики на рисунках разделены на две части: на верхней даны эпюры нарастающих во времени напряжений до значения критерия Фурье, при котором достигается максимум, а на нижней части рисунка показано продолжение эпюр в процессе спада напряжений.

Рассматривая рис. 1-13 и 1-14, можно заметить, что максимум тангенциальных (а следовательно, и аксиальных) напряжений у наружной



тепловом ударе для отношения диаметров $\beta_0=d_н/d_в=1,6$ при различных значениях рия Bi.

поверхности стенки трубы достигается несколько позднее во времени, чем у внутренней поверхности.

В начальной стадии теплового удара (при Fo$\leqslant$0,005) скачок напряжений концентрируется у внутренней поверхности стенки, соприкасающейся с греющей средой. От наружной поверхности на глубину от половины до 4/5 толщины стенки напряжения в это же время почти не изменяются по толщине и мало изменяются во времени (медленно нарастают). По абсолютному значению напряжения вблизи от наружной поверхности стенки малы и составляют от 8 до 30% напряжения у внутренней поверхности.

По мере распространения температурной волны внутрь стенки трубы поле напряжений в стенке видоизменяется и у наружной поверхно-

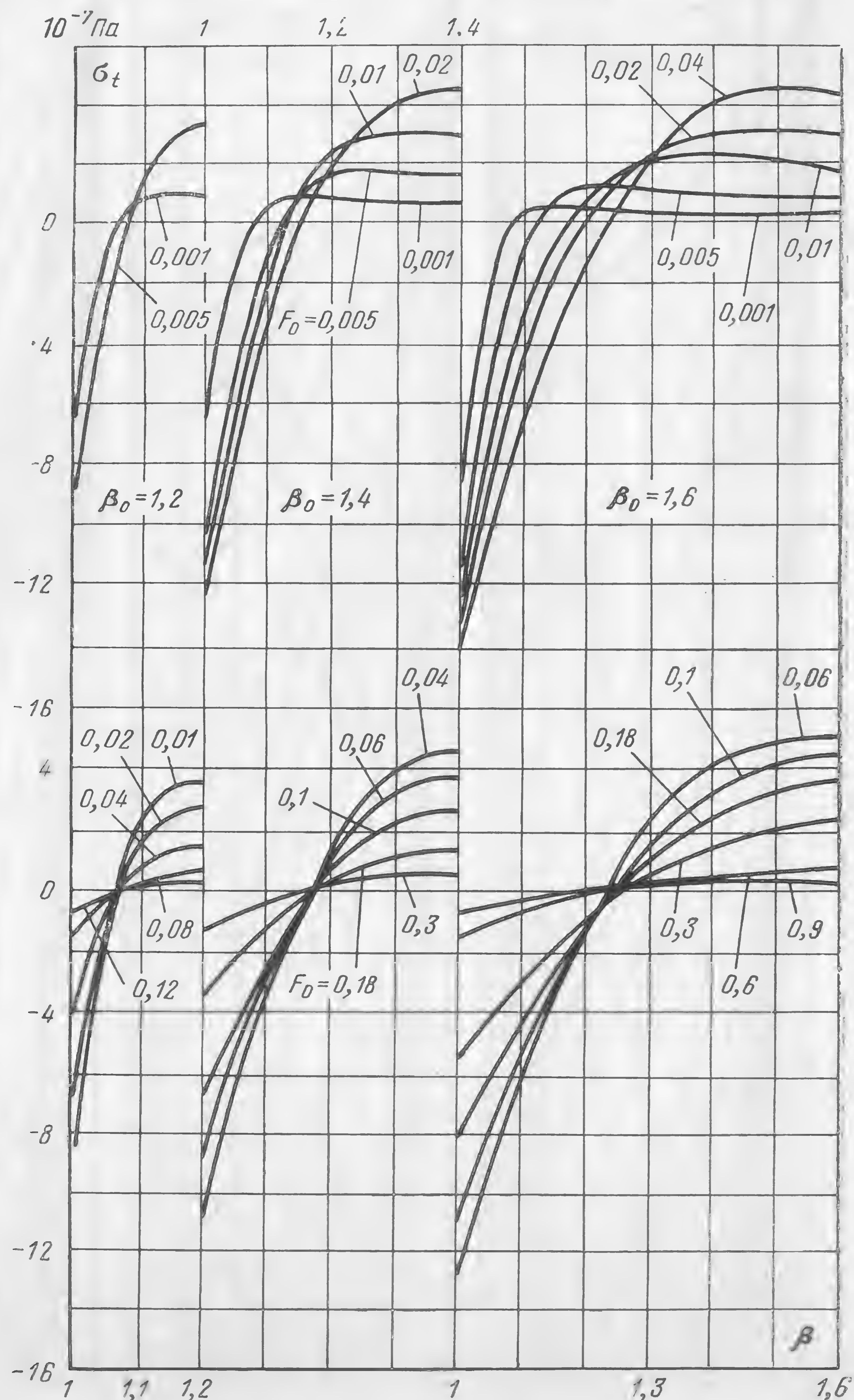


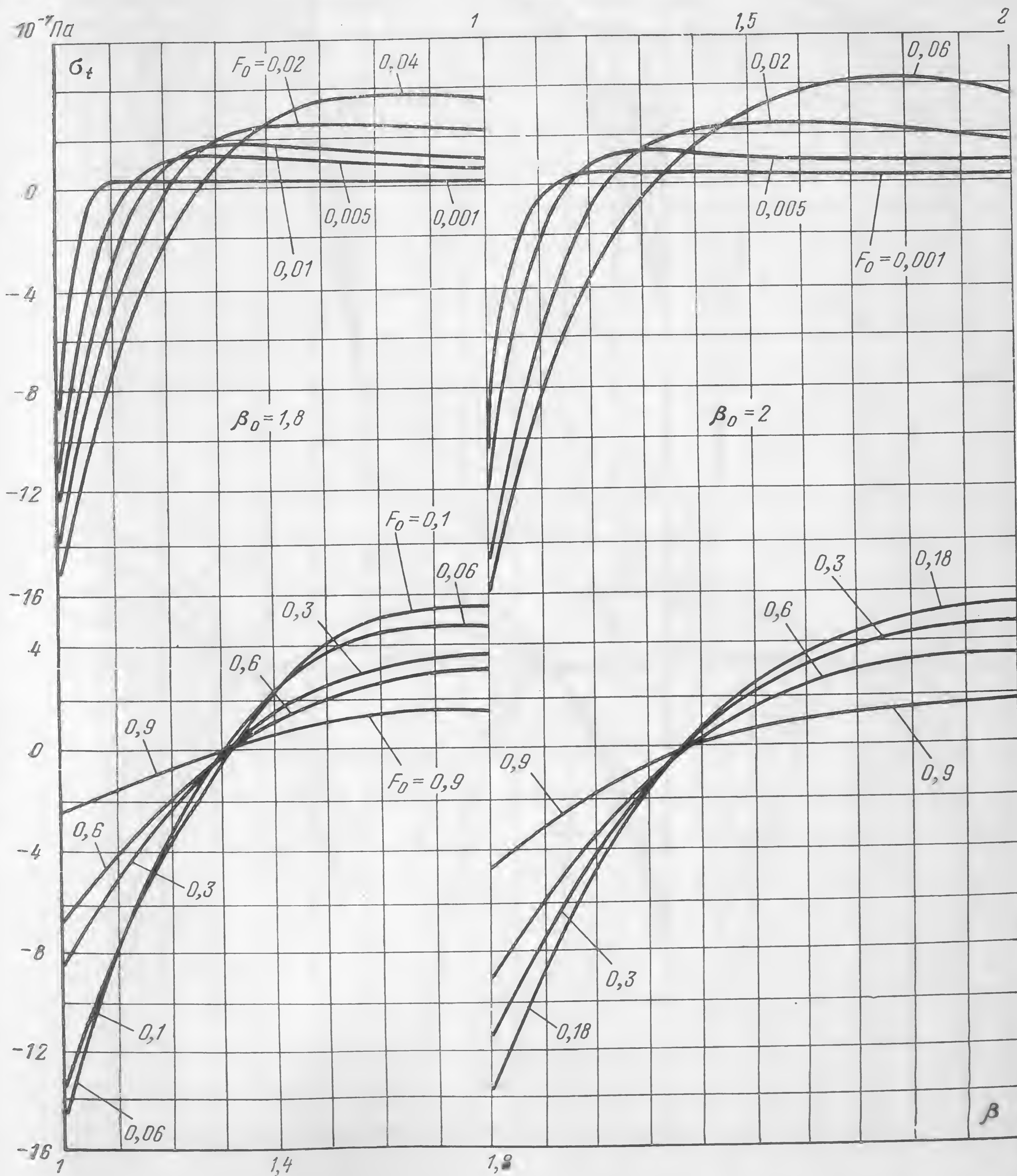
Рис. 1-13. Тангенциальные напряжения теплового удара в трубах σ_t для Bi=10 при 12Х1МФ при скачке температуры

сти также появляются значительные напряжения (от 33 до 50% напряжения у внутренней поверхности).

Сопоставляя между собою графики тангенциальных напряжений при различных значениях отношения диаметров трубы β_0 (рис. 1-13), можно заметить, что с ростом β_0 максимум напряжений возрастает как у внутренней, так и у наружной поверхности стенки трубы.

В момент прохождения максимума абсолютное значение тангенциальных напряжений теплового удара у внутренней поверхности стенки трубы приблизительно в 4 раза больше, чем у наружной (если рассматривать максимумы напряжений, то соотношение составляет 2,9).

С ростом критерия Bi при постоянном отношении диаметров β_0 (рис. 1-14) наблюдается резкая концентрация напряжений у внутрен-

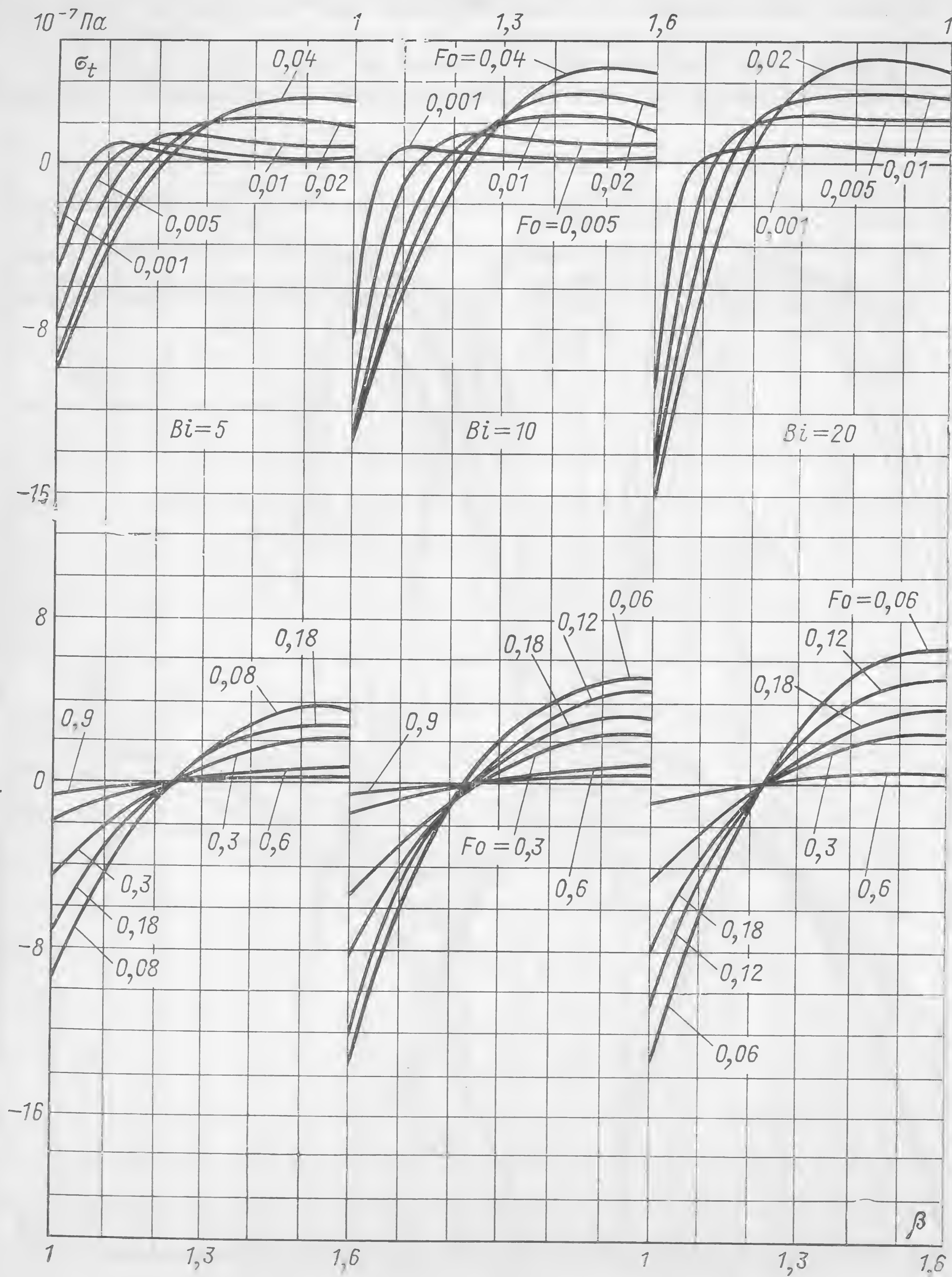


различных значениях отношения диаметров сечения β_0 по расчету для стали марки среды ϑ_0=80°С.

ней поверхности стенки трубы в начальной стадии теплового удара (при $Fo \leqslant 0,005$).

Что касается радиальных температурных напряжений (рис. 1-15), они у внутренней и наружной поверхностей стенки трубы всегда равны нулю, а в промежуточных точках при тепловом ударе нагревом — сжимающие. Максимум абсолютного значения радиальных напряжений находится приблизительно на расстоянии 1/3 толщины стенки от внутренней поверхности и с ростом Fo точка максимума смещается к наружной поверхности.

Момент прохождения максимума радиальных напряжений приблизительно совпадает по времени с максимумом напряжений у наружной поверхности стенки. По абсолютному значению максимум радиальных напряжений приблизительно на порядок меньше максимума тангенциальных напряжений у внутренней поверхности, поэтому радиальные



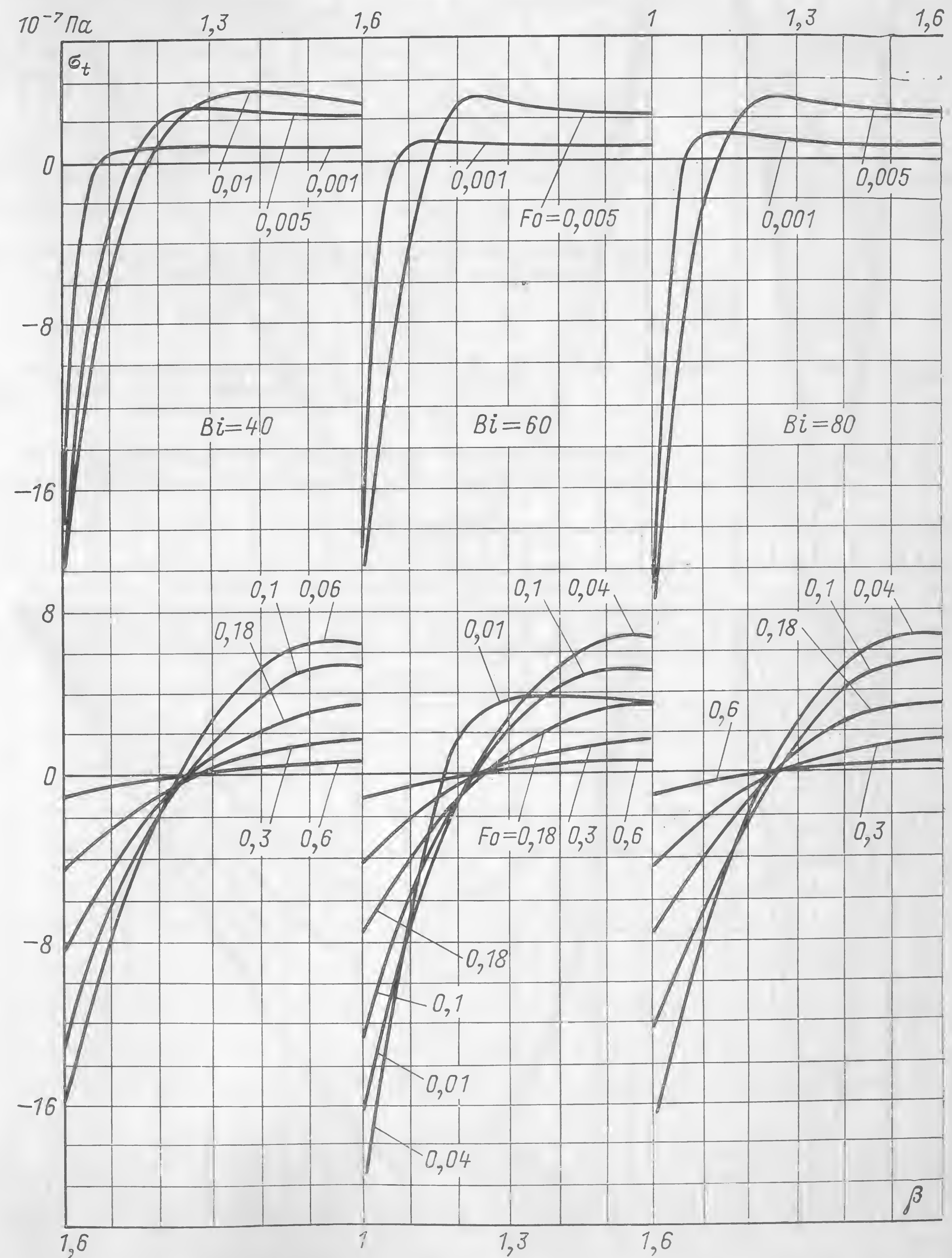


Рис. 1-14. Тангенциальные напряжения теплового удара σ_t для труб с отношением диаметров $\beta_0=1,6$ при различных значениях критерия Bi по расчету для стали марки 12Х1МФ при скачке температуры среды $\vartheta_0=80°C$.

напряжения не могут играть существенной роли в разрушении металла паропроводов при тепловых ударах.

Учитывая незначительность радиальных напряжений и равенство тангенциальных и аксиальных напряжений теплового удара у внутренней и наружной поверхностей стенки трубы, можно в инженерных расчетах напряжений теплового удара ограничиться определением одного

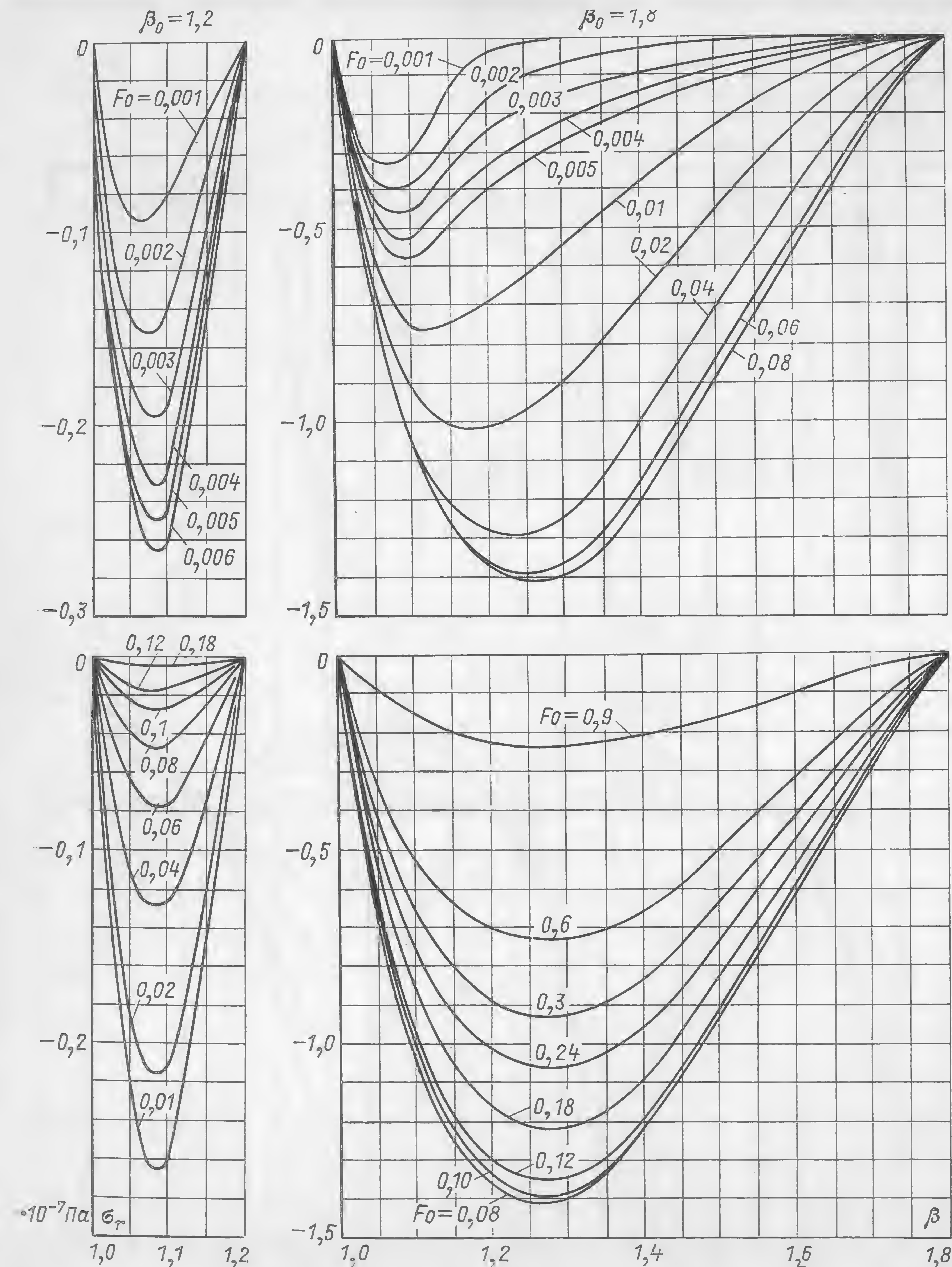


Рис. 1-15. Радиальное напряжение теплового удара в трубах σ_r при значении критерия Bi=10 для отношения диаметров $\beta_0=1,2$ и $\beta_0=1,8$ по расчету для стали марки 12Х1МФ при скачке температуры среды $\vartheta_0=80°C$.

только тангенциального напряжения у внутренней и наружной поверхностей стенки паропровода, что можно осуществить с помощью диаграммы (рис. 1-10) или табл. П-1.

На рис. 1-13—1-15 представлен случай нагревающего теплового удара. При этом у внутренней поверхности возникают сжимающие напряжения, а у наружной — растягивающие (σ_t и σ_z). При охлаждающем тепловом ударе знаки у напряжений изменяются на противоположные.

Целесообразно сопоставить метод определения напряжений теплового удара в трубах, предложенный автором, с методикой А. В. Ратнера (ВТИ). По методу Ратнера [1-6] максимальное напряжение теплового удара предлагается определять по формуле

$$\sigma_{\text{макс}} = -\frac{\alpha_t E}{1-\nu} R\Delta t, \qquad (1\text{-}35)$$

где R — коэффициент эффективности теплового удара.

Температурный скачок Δt среды, омывающей стенку, предлагается определять по формуле

$$\Delta t = \Delta\vartheta N, \qquad (1\text{-}36)$$

где $\Delta\vartheta$ — изменение температуры среды при тепловом ударе.

Ниже приводятся следующие значения коэффициента N:

Bi	∞	50	20	10	5	2	1	0,5	0,2	0
N	1	0,85	0,8	0,75	0,75	0,82	0,84	0,88	0,92	1

На основании аналитических расчетов А. В. Ратнер предложил формулу для расчета коэффициента эффективности теплового удара

$$R = 1/[1+3/(A\ \mathrm{Bi})]. \qquad (1\text{-}37)$$

В формуле (1-37) A — коэффициент формы, который для полого цилиндра, изолированного с наружной стороны, предлагается определять из выражения

$$A = \frac{2\beta_0}{\beta_0^2 - 1}\ln\beta_0. \qquad (1\text{-}38)$$

Результаты расчетного сопоставления представлены на рис. 1-16, 1-17. По методу А. В. Ратнера получаются завышенные напряжения. С ростом β_0 разница между напряжениями по формулам Ратнера и Елизарова уменьшается, а затем вновь возрастает. Наилучшая сходимость наблюдается при $\beta_0=1,7$.

На рис. 1-18 представлено сопоставление напряжений теплового удара, найденных

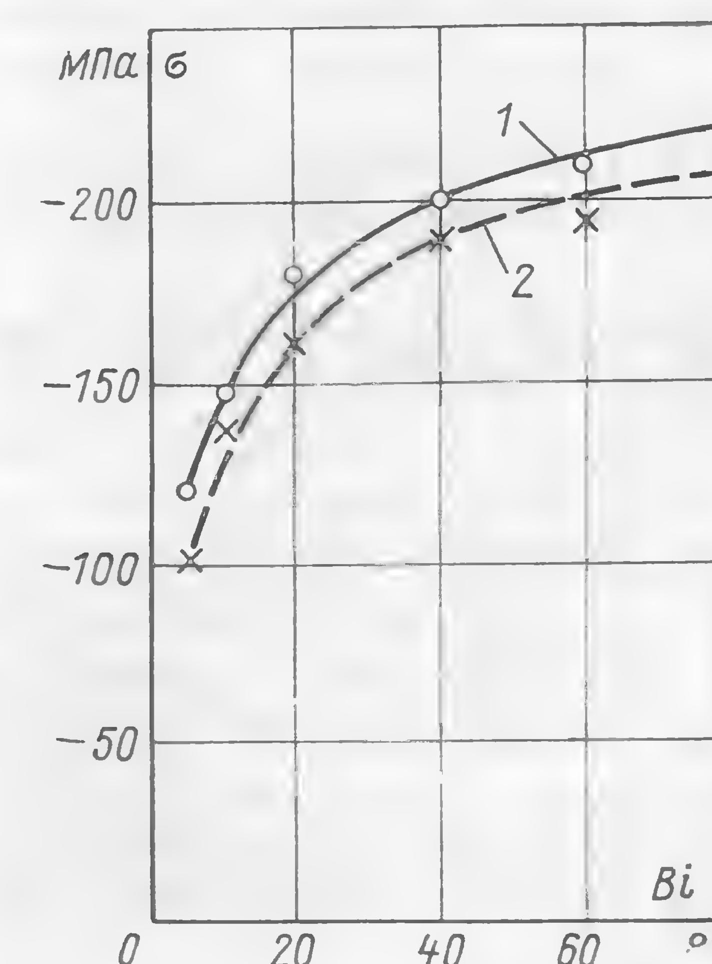


Рис. 1-16. Максимальное напряжение теплового удара у внутренней поверхности стенки трубы при $\beta_0=1,6$ для стали 12Х1МФ при скачке температуры среды $\vartheta_0=80°C$ в зависимости от величины критерия Bi.

1 — расчет по методу А. В. Ратнера; *2* — расчет по методу Д. П. Елизарова.

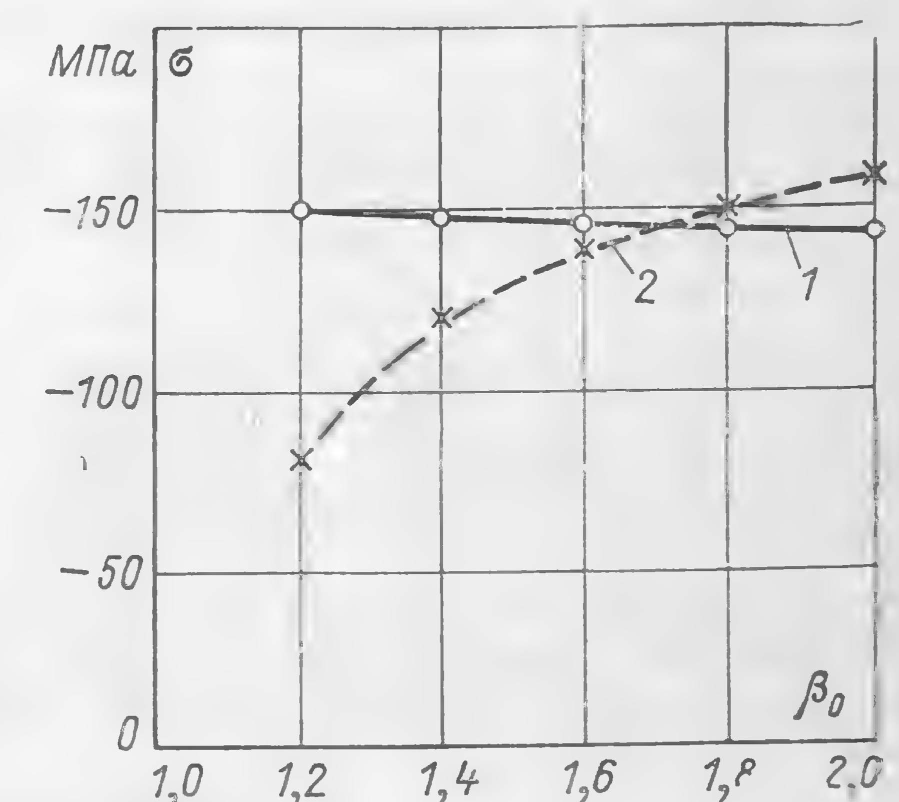


Рис. 1-17. Максимальное напряжение теплового удара у внутренней поверхности стенки трубы при Bi=10 для стали 12Х1МФ при скачке температуры среды $\vartheta_0=80°C$ в зависимости от отношения диаметров сечения трубы $\beta_0=d_н/d_в$.

1 — расчет по методу А. В. Ратнера; *2* — расчет по методу Д. П. Елизарова.

путем натурной тензометрии, с данными расчета по методу автора [1-30]. Графики напряжений теплового удара паром при прогреве холодных паропроводов с начальной температурой стенки на уровне 60—70°С показаны на рис. 1-18,*а* и 1-18,*б*. В первом случае испытывался паропровод из стали 12Х1МФ диаметром 273×36 мм (β_0=1,36), а во втором — паропровод из стали 12Х1М1Ф диаметром 275×62,5 мм (β_0=1,83). Автоматическая запись деформаций металла в этих опытах отсутствовала и замеры производились визуально с интервалами времени 10 мин. Опыты в целом подтвердили напряжения теплового удара, определенные по диаграмме (рис. 1-10) и нанесенные на рис. 1-18 в виде сплошной линии. На рис. 1-18,*в* представлен процесс теплового удара в питательном трубопроводе, когда замеры показаний тензометров производились через каждую минуту. Объектом исследования был питательный трубопровод блока К-300-240, выполненный из стали 15ГС и имевший диаметр 325 × 45 мм (β_0=1,36). Измерения производились в сечении, расположенном непосредственно на выходе питательной воды из группы подогревателей высокого давления. Тепловой удар в питательном трубопроводе был вызван резким скачкообразным снижением температуры протекающей по трубопроводу питательной воды при срабатывании защиты, когда вода при помощи автоматической клапанной коробки подается в обход подогревателей. Время срабатывания защиты составляло доли секунды.

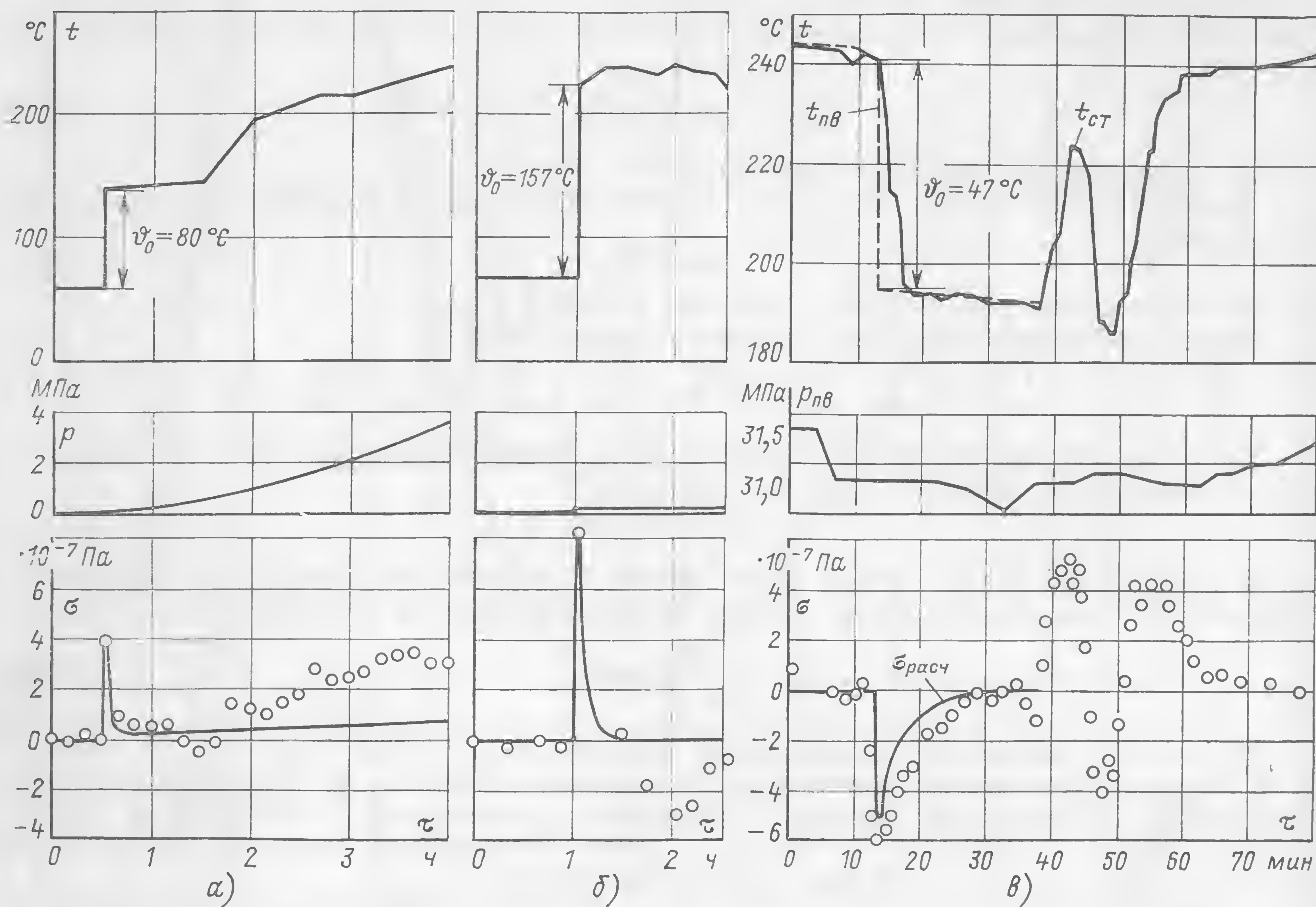


Рис. 1-18. Сопоставление напряжений теплового удара в трубопроводах, определенных путем натурной тензометрии (отмечены кружками), с данными расчета по методу Д. П. Елизарова.

а — паропровод из стали 12Х1МФ диаметром 273×36 мм при β_0=1,36; *б* — паропровод из стали 12 Х1М1Ф диаметром 275×62,5 мм при β_0=1,84; *в* — питательный трубопровод из стали 15ГС диаметром 325×45 мм при β_0=1,36.

Сопоставление результатов горячей тензометрии (точки, отмеченные кружками) с теоретическим напряжением, определявшимся по рис. 1-10 (сплошная линия), в целом дало удовлетворительную сходимость. Хорошо подтвердился характер зависимости напряжения теплового удара от времени.

На рис. 1-18 показаны также температурные графики: скачкообразное изменение температуры внутренней среды и более плавное изменение во времени температуры стенки трубопровода у наружной поверхности.

Представляет интерес сопоставление напряжений теплового удара с прочностными характеристиками трубопроводных сталей и выдача на этой базе рекомендаций по допустимому скачку температуры среды при прогреве и при охлаждении паропроводов. Сопоставление производилось по циклической прочности стали. Этот расчет имеет оценочный характер, поскольку он выполнялся с рядом допущений.

Были приняты наиболее тяжелые условия работы — ежесуточные остановы и пуски блоков с регулярным повторением тепловых ударов как при прогреве, так и при охлаждении паропровода.

В соответствии с рекомендациями [П-5] расчетное число циклов до разрушения $N_р$ было принято равным 3000. Определялся максимально допустимый скачок температуры греющей среды $\vartheta_{макс0}$.

Выдержка в циклах принималась равной 18 ч, а ее учет при оценке малоцикловой усталости производился по методу, рекомендованному Л. Н. Минкиным [1-16]. Для получения гарантированных результатов циклическая прочность стали принималась для наивысшего температурного уровня в циклах.

Напряжения от самокомпенсации температурных удлинений паропроводов по опыту многочисленных выполненных автором расчетов для ряда энергетических установок принимались усредненно на уровне ±30 МПа. Предполагалась 100%-ная холодная растяжка паропровода, чтобы максимум компенсационных напряжений приходился на его холодное состояние, когда напряжение от внутреннего давления равно нулю.

Были рассмотрены паропроводы из стали 12Х1МФ на параметры 14 МПа, 570°С и из стали 15Х1М1Ф на параметры 24 МПа, 565°С. В первом случае напряжение от внутреннего давления σ_p усредненно принималось тангенциальное 60 и аксиальное 30 МПа (для наружной поверхности), а во втором соответственно 66 и 33 МПа. Исследовались два крайних случая: тепловой удар в начале прогрева холодного паропровода и в конце прогрева (рис. 1-19, 1-20).

Приближенно принимались направления главных напряжений для всех случаев как на наружной, так и на внутренней поверхностях стенки трубы, совпадающие с тангенциальным, аксиальным и радиальным направлениями. Рассматривался случай нагревающего теплового удара, когда аксиальные и тангенциальные напряжения на наружной поверхности стенки трубы растягивающие, а на внутренней — сжимающие. Различием компенсационного изгибного напряжения у наружной и внутренней поверхностей стенки в заданном месте по окружности трубы пренебрегали.

Учитывая, что компенсационные напряжения на диаметрально противоположных образующих трубы равны и противоположны по знаку, к рассмотрению выбирались те образующие, где эти напряжения максимальны по абсолютному значению. Влиянием касательных компенсационных напряжений и напряжений от продольных усилий в паропроводе пренебрегали.

На рис. 1-19 и 1-20 упрощенно изображены циклы напряжений, охватывающие простой — пуск — работу — останов агрегата. Суммировались три вида напряжений: от внутреннего давления σ_p, самокомпенсации $\sigma_к$ и теплового удара $\sigma_{т.у}$.

На рис. 1-19 рассмотрен случай теплового удара в начале прогрева паропровода, а на рис. 1-20 — в конце прогрева. Графики построены для напряжений у наружной и внутренней поверхности стенки трубы. Отдельными графиками показаны тангенциальная, аксиальная и радиальная составляющие напряжений. Аксиальная составляющая дана отдельно для двух диаметрально противоположных образующих труб.

С учетом принятого выше допущения о главных напряжениях для характерных моментов времени $\tau_1, \tau_2, \tau_3, \ldots$, соответствующих значениям $\sigma_{t\,макс}$, $\sigma_{t\,мин}$, $\sigma_{z\,макс}$, $\sigma_{z\,мин}$, $\sigma_{r\,макс}$, $\sigma_{r\,мин}$ определялись приведенные напряжения. Условные приведенные напряжения определялись по формулам (1-23), а размахи приведенных напряжений — по (1-24).

Наибольший размах приведенных напряжений получается при тепловом ударе в начале прогрева паропровода на внутренней поверхности стенки трубы

$$\sigma_{макс.раз}=|(\sigma_2-\sigma_3)_{макс}-(\sigma_2-\sigma_3)_{мин}|=$$
$$=|[(-\sigma_к-\sigma_{т.у})-(0)]-[\sigma_{zp}-(-p)]|=\sigma_к+\sigma_{т.у}+\sigma_{zp}+p, \quad (1\text{-}39)$$

где p — внутреннее давление, в данном случае равное радиальному напряжению σ_{rp} от внутреннего давления на внутренней поверхности стенки трубы в момент времени τ_6.

В формулу (1-39) следует подставлять положительное значение $\sigma_к$. Допускаемый размах напряжений $|\sigma_{раз}|$ может быть определен по графику (рис. 1-4), взятому из [1-18] при максимальной температуре цикла 565—570°С для $N_р$=3000.

3—297

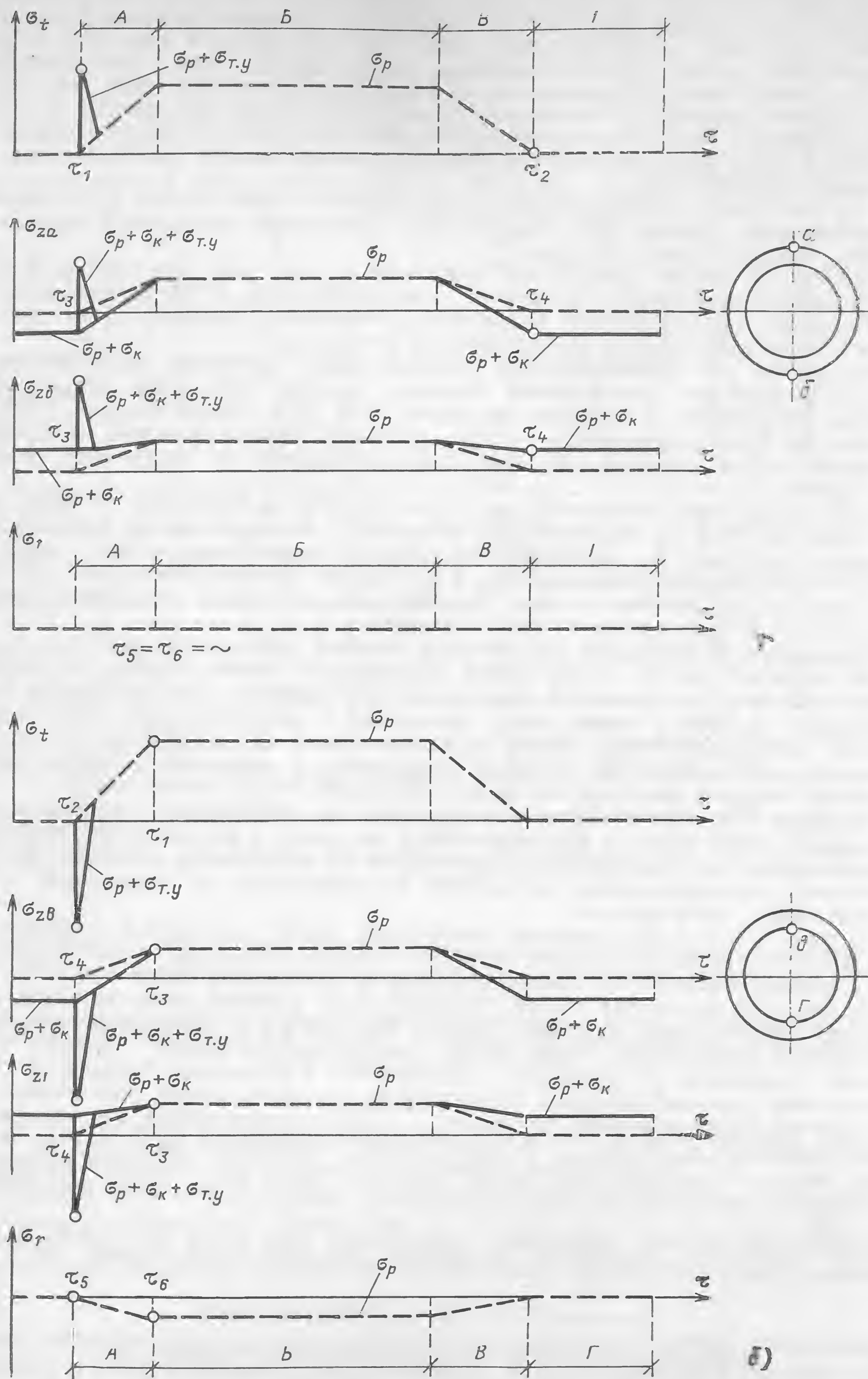


Рис. 1-19. Циклы напряжений в паропроводе при тепловом ударе в начале прогрева.
А — пуск; *Б* — работа; *В* — останов; *Г* — простой.

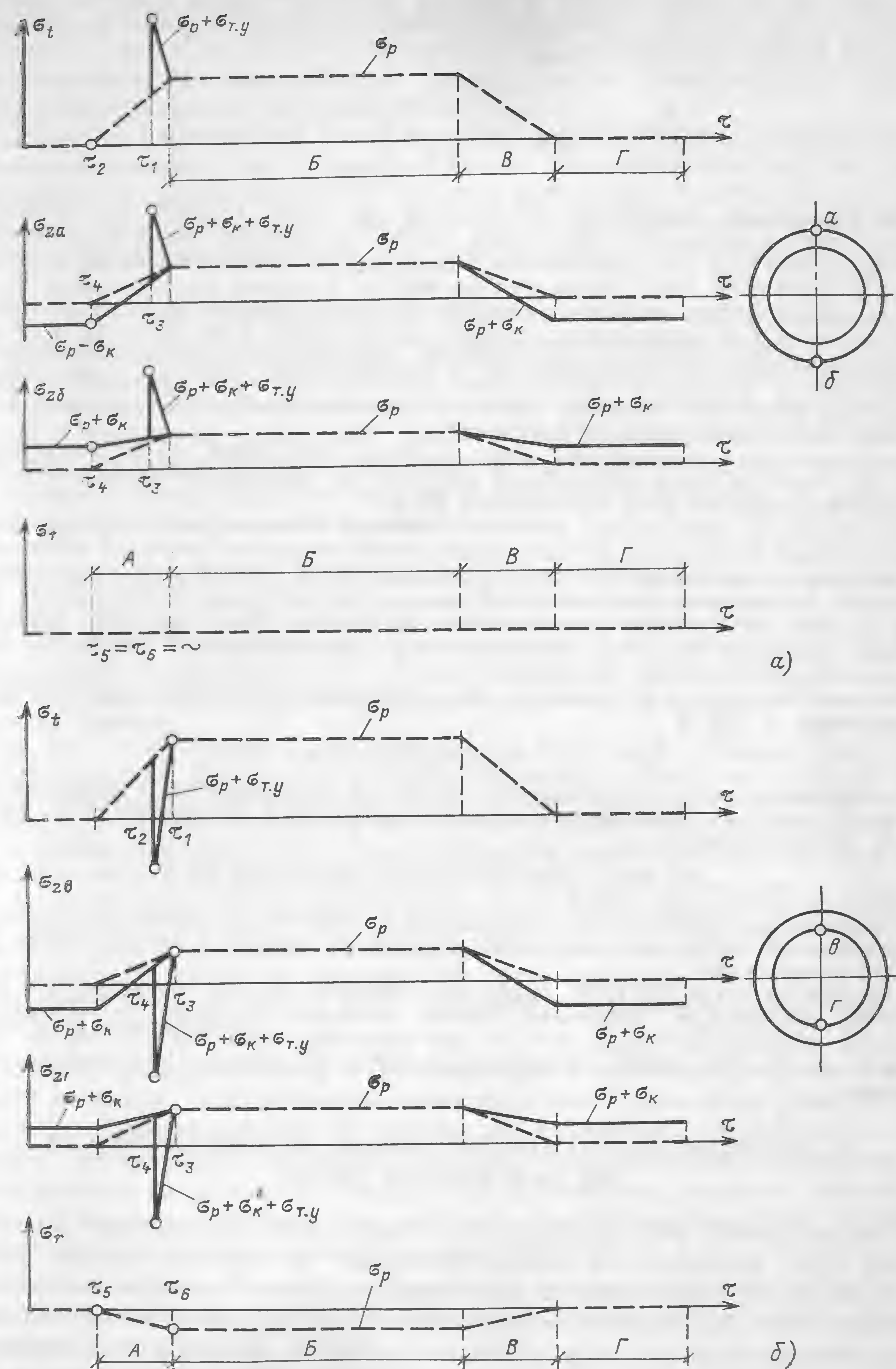


Рис. 1-20. Циклы напряжений в паропроводе при тепловом ударе в конце прогрева.
Обозначения те же, что и на рис. 1-19.

Из формулы (1-39) выводится **допускаемое напряжение** теплового удара

$$\sigma_{\text{доп.т.у}} = |\sigma_{\text{раз}}| - \sigma_{\text{к}} - \sigma_{zp} - p. \qquad (1\text{-}40)$$

Оценивая Bi и зная β_0, можно по графику (рис. 1-10) или по табл. П-1 определить максимальное безразмерное напряжение теплового удара и далее — максимально допустимый скачок температуры среды

$$\vartheta_{\text{макс}0} = \frac{1 - \nu\,[-\sigma_{\text{доп.т.у}}]}{\alpha_t E \left[\dfrac{\sigma\,(1-\nu)}{\alpha_t E \vartheta_0}\right]_{\text{макс}}}. \qquad (1\text{-}41)$$

Для паропровода диаметром 325 × 38 мм из стали 12Х1МФ на параметры 14 МПа, 570°С максимально допустимый скачок температуры среды при тепловом ударе $\vartheta_{\text{макс}0}=85$°С, а для паропровода диаметром 245 × 45 мм из стали 15Х1М1Ф на параметры 24 МПа, 565°С соответственно 94°С.

Приведенные цифры получены методами, не учитывающими снижение прочности паропроводов за счет ползучести в процессе эксплуатации. Если для этой цели воспользоваться методом линейного суммирования повреждаемости от циклического деформирования и ползучести (1-20), тогда для стали 12Х1МФ допустимые скачки температуры среды при тепловых ударах будут составлять 88%, а для стали 15Х1М1Ф—81%, приведенных выше значений.

Дополнительно к приведенным выше расчетам допустимый скачок температуры среды при тепловом ударе определялся расчетом на циклическую прочность по методу, рекомендованному Д. Л. Костовецким [П-1].

Для расчета на циклическую прочность с учетом температурных напряжений при высокой рабочей температуре металла, вызывающей ползучесть, учитывая недостаточную изученность взаимодействия между малоцикловой усталостной и длительной статической повреждаемостями применительно к трубопроводам, рекомендуется применять условие недопущения пластических перегрузок. Этот критерий считается надежным критерием прочности, обеспечивающим сохранение долговечности при практически любом числе циклов нагружения.

Критерий циклической прочности по недопущению пластических перегрузок **в соответствии с [П-1]**

$$\sigma_{\text{экв}} \leqslant \sigma_{0,2}/n. \qquad (1\text{-}42)$$

Коэффициент запаса n принимается равным 1,5. Эквивалентное напряжение подсчитывается здесь по формуле интенсивности напряжений, базирующейся на теории энергии формоизменения

$$\sigma_{\text{экв}} = \sqrt{0{,}75\sigma^2_{\text{пр}} + \sigma^2_{\text{к}} + \sigma^2_{\text{т.у}} + \sigma_{\text{т.у}}\,(1{,}5\sigma_{\text{пр}} + \sigma_{\text{к}}) + 3\tau^2}, \qquad (1\text{-}43)$$

где $\sigma_{\text{пр}} = p[d_{\text{н}} - (s-c)]/[2(s-c)]$ — приведенное напряжение от внутреннего давления в паропроводной трубе; τ — касательное напряжение, которое в данном случае принимается равным нулю.

Для труб из стали 12Х1МФ диаметром 325 × 38 мм на параметры 14 МПа, **540—570°С максимально допустимый** скачок температуры среды по условию на внутренней поверхности $\vartheta_{\text{макс}0}=88$°С, а для труб диаметром 245 × 45 мм из стали 15Х1М1Ф на 24 МПа, 565°С соответственно 96°С, что близко к полученным ранее **значениям.**

1-3. НАПРЯЖЕНИЯ ОТ ТЕМПЕРАТУРНОЙ НЕРАВНОМЕРНОСТИ ПО ОКРУЖНОСТИ ТРУБЫ

Температурная неравномерность в окружном направлении паропроводных труб наблюдается преимущественно на горизонтальных участках и достигает значительной величины главным образом в переходных режимах. Она обусловлена неравномерной по окружности теплоотдачей от конденсирующегося пара к стенке трубы и связана со стеканием пленки конденсата в нижнюю часть горизонтальной трубы при ее прогреве с образованием ручья конденсата, движущегося к точке дренирования. В этих условиях температура верхней части трубы становится больше, чем нижней.

Задача о напряжениях в полых цилиндрах при наличии температурной неравномерности в окружном направлении является актуальной не

только применительно к горизонтальным участкам паропроводных труб в условиях прогрева. Решение данной задачи может быть использовано и для расчета напряжений от разности температур между верхней и нижней частями барабанов котлов и корпусов турбин, где в пусковых режимах также возникает температурная неравномерность в окружном направлении. Но там условия возникновения температурной неравномерности отличны от паропроводов.

Разность температур этого же вида наблюдается у коллекторов пароперегревателей, где она обусловлена теплопроводностью от горячих змеевиков и теплоотдачей от горячей обмуровки (особенно при расположении коллекторов над газоходами). Разность температур в окружном направлении возникает и у односторонне обогреваемых экранных труб поверхностей нагрева котлов.

В [1-31—1-33] рассматривались выполненные автором экспериментальные исследования температурных полей и напряжений в барабанах котлов, а в [1-34] — напряжения в коллекторах пароперегревателей.

Применительно к условиям прогрева паропроводов данная задача должна решаться исходя из процесса нестационарной теплопроводности при подводе теплоты изнутри с соответствующими граничными условиями. Инерционными эффектами можно пренебречь и рассматривать процесс как квазистатический.

В технической литературе до последнего времени отсутствовало достаточно строгое инженерное решение данной задачи. Приближенное решение на базе теории оболочек выполнено в СССР С. Я. Яремой и его соавторами [В-1, 1-35]. Теоретические разработки этого направления применительно к толстостенным полым цилиндрам приводятся в монографиях Н. Н. Лебедева [1-36], Э. Мелана и Г. Паркуса [1-28, 1-29] и у некоторых других авторов, однако ни одна из них не доведена до инженерного решения.

В [В-1, 1-35] данная задача решалась на базе теории оболочек применительно к цилиндрической части барабанов котлов. Поскольку у барабанов отношение наружного к внутреннему диаметров β_0 обычно не превышает 1,1, с применением теории оболочек для расчета напряжений здесь можно в какой-то степени согласиться. Однако у паропроводов высокого и сверхкритического давлений отношение β_0 достигает 1,4—1,8 и здесь метод теории оболочек неприменим.

В соответствии с [В-1] тангенциальные напряжения, возникающие в цилиндрической оболочке от температурной неравномерности в окружном направлении, пренебрежимо малы по сравнению с аксиальными напряжениями. Это не подтвердилось проводившимися в МЭИ на толстостенной трубе диаметром 273 × 36 мм ($\beta_0=1{,}36$) измерениями [1-37]. В опытах МЭИ тангенциальные напряжения получились соизмеримыми с аксиальными.

Задачу о напряжениях от температурной неравномерности по окружности в полом толстостенном цилиндре при переходном режиме автор решал в двух вариантах. В первом на внутренней поверхности стенки трубы принималось граничное условие третьего рода — наиболее приближенное к реальным условиям. Аналитического решения задачи в такой постановке получить не удалось: характеристическое уравнение имеет здесь вид неограниченного определителя.

Второй вариант задачи с граничным условием первого рода на внутренней поверхности стенки трубы был доведен до численного решения аналитическим путем.

В первом варианте постановка задачи формулируется следующим образом. Рассматривается бесконечно длинный полый цилиндр, материал которого изотропен и подчиняется уравнению упругости. В начальном состоянии стенка цилиндра имеет равномерную температуру по толщине, окружности и в осевом направлении. Наружная поверхность имеет идеальную теплоизоляцию.

Подвод теплоты к стенке происходит изнутри, начиная с момента времени $\tau=0$. Теплота подводится к стенке неравномерно по окружности цилиндра, что обусловлено образованием на стенке пленки конденсата и стеканием ее вниз с образованием в нижней части ручья, стекающего к точке дренирования.

Вводя переменную $\vartheta=t-t_c$, где t_c — температура греющей среды и t — температура стенки, дифференциальное уравнение теплопроводности в данном случае можно записать в виде

$$\frac{\partial\vartheta}{\partial\tau}=a\left(\frac{\partial^2\vartheta}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial\vartheta}{\partial r}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2\vartheta}{\partial\varphi^2}\right). \qquad (1\text{-}44)$$

Начальное условие, полагая $t_0=0$, запишем так:

$$\vartheta(r,\ \varphi,\ 0)=-t_c. \qquad (1\text{-}45)$$

Граничное условие на наружной поверхности трубы

$$\frac{\partial\vartheta(r_н,\ \varphi,\ \tau)}{\partial r}=0. \qquad (1\text{-}46)$$

Граничное условие для внутренней поверхности стенки паропровода при прогреве конденсирующимся паром, строго говоря, должно быть в данном случае записано как граничное условие четвертого рода, поскольку толщина пограничного слоя изменяется не только в окружном направлении, но и во времени. Изменяются также скорость стекающей жидкости и ее теплофизические свойства. Однако такая постановка задачи накладывает на ее решение огромные трудности и требует, кроме прочего, решения гидродинамической задачи об условиях стекания пленки конденсата по внутренней поверхности стенки трубы. Решение гидродинамической задачи требует специального исследования и здесь не выполнялось.

Известна формула Нуссельта для определения коэффициента теплоотдачи при пленочной конденсации неподвижного пара на наклонной стенке, из которой выведена формула для α при криволинейной поверхности, в частности, для горизонтального цилиндра при ламинарном течении пленки конденсата. Однако эта формула весьма приближенна и справедлива только для случая конденсации пара на наружной поверхности трубы.

Процесс теплоотдачи при конденсации в горизонтальных трубах слабо движущегося пара очень сложен. Эта задача приближенно решалась в [1-38]. Полученные формулы весьма сложны, поскольку приходится учитывать течение конденсата как по окружности, так и вдоль трубы. Отсутствуют данные для определения границ участков с различными режимами течения пленки. Все это существенно затрудняет получение точных данных.

Для упрощения задачи было принято в качестве исходного граничное условие третьего рода с заданным законом теплообмена между

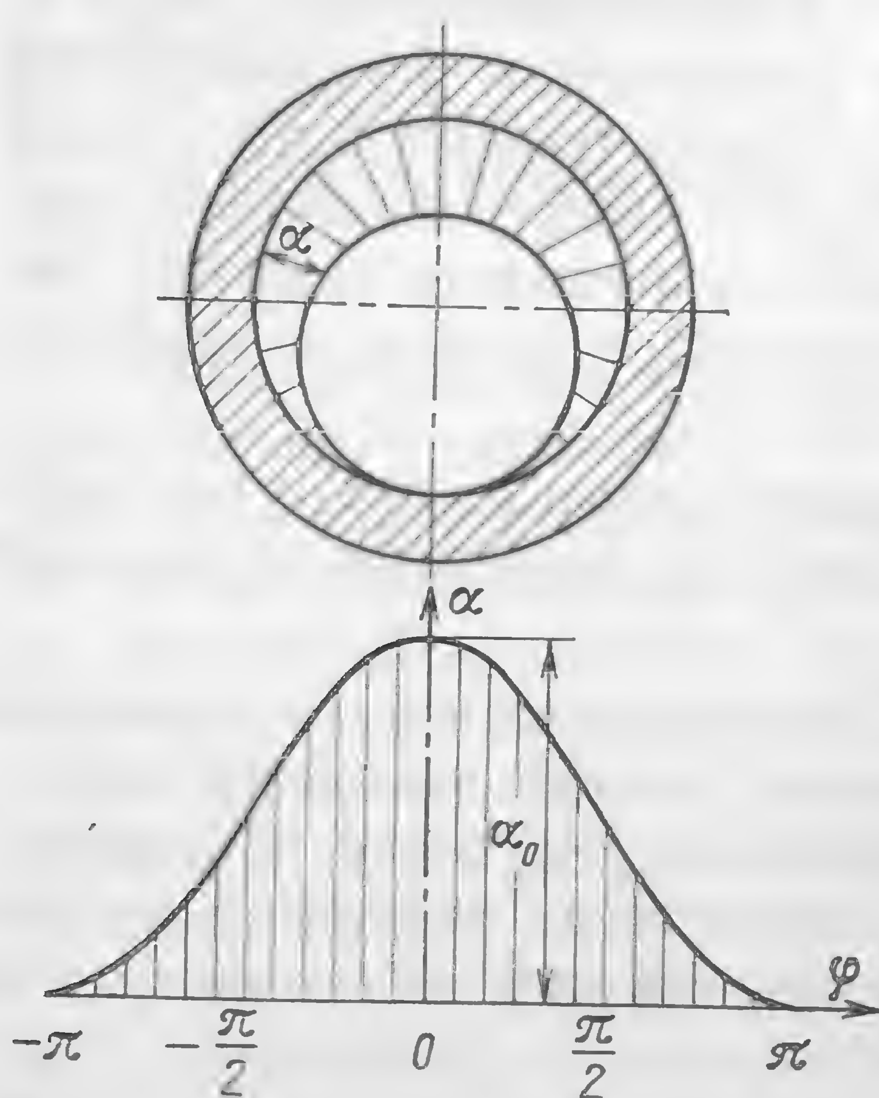


Рис. 1-21. Приближенная зависимость коэффициента теплоотдачи от конденсирующегося пара к стенке трубы от угловой координаты при прогреве паропровода.

средой и стенкой в окружном направлении. Предполагалось, что принятая закономерность теплообмена между средой и стенкой по окружности трубы сохраняется одинаковой во всех поперечных сечениях по ее длине, что не точно, поскольку глубина ручья конденсата возрастает по мере приближения к точке дренирования и изменяются теплофизические свойства пленки конденсата. При формулировке второго граничного условия исходили из того, что практически любой закон изменения α в окружном направлении с периодом 2π можно представить рядами Фурье. Принимая во внимание вертикальную симметрию процесса, можно отбросить члены с синусами. Приближенно ограничиваясь двумя первыми членами ряда, можно принять (рис. 1-21)

$$\alpha=\frac{\alpha_0}{2}(1+\cos\varphi). \qquad (1\text{-}47)$$

Тогда граничное условие на внутренней поверхности стенки паропровода может быть представлено в виде

$$\frac{\partial\vartheta(r_в,\ \varphi,\ \tau)}{\partial r}=\frac{\alpha_0}{2\lambda}(1+\cos\varphi)\,\vartheta. \qquad (1\text{-}48)$$

Формула (1-48) по структуре близка к формуле Нуссельта для локального значения α на наклонной стенке.

Поскольку задачу о напряжениях от температурной неравномерности по окружности полого толстостенного цилиндра аналитически решить не удалось, она решалась методом сеток на БЭСМ-4 в Вычислительном центре МЭИ. Алгоритм и программа расчетов были составлены под руководством канд. физ.-мат. наук Ю. И. Гросберга.

Уравнение и краевые условия задачи были записаны в безразмерном виде. Определялось поле безразмерных температур $\bar{\vartheta}=(t-t_c)/(t_0-t_c)$. После составления обычной разностной схемы было проведено дискретное преобразование Фурье по углу. В результате для каждой составляющей конечного ряда Фурье было получено параболическое уравнение. Эти уравнения «зацеплены» между собой краевым условием. «Расцепление» осуществлялось методом, похожим на поперечно-продольную прогонку. После получения результата делалось обратное преобразование Фурье для тех моментов времени, для которых надо было выводить результаты.

На рис. 1-22, 1-23 в качестве результатов расчета полей безразмерных температур приводятся графики распределения температур по окружности, а на рис. 1-24 — по толщине стенки цилиндра для низа и для верха трубы, т. е. для образующих цилиндра с нулевым и с максимальным теплообменом.

Как видно из рис. 1-22, 1-23, наибольшие разности температур в окружном направлении возникают на внутренней поверхности стенки цилиндра. При этом максимум разностей температур на внутренней поверхности достигается при меньших значениях критерия Фурье, чем на наружной поверхности.

С возрастанием критерия Bi максимальные разности температур по окружности цилиндра увеличиваются, но выравнивание температур в конце процесса прогрева наступает раньше. С увеличением отношения диаметров β_0 максимумы разностей температур по окружности цилиндра возрастают. Наряду с разностью температур по окружности цилиндра в этом процессе возникает разность температур по толщине стенки, которая существенно больше на верхней образующей, т. е. в зоне максимального теплообмена.

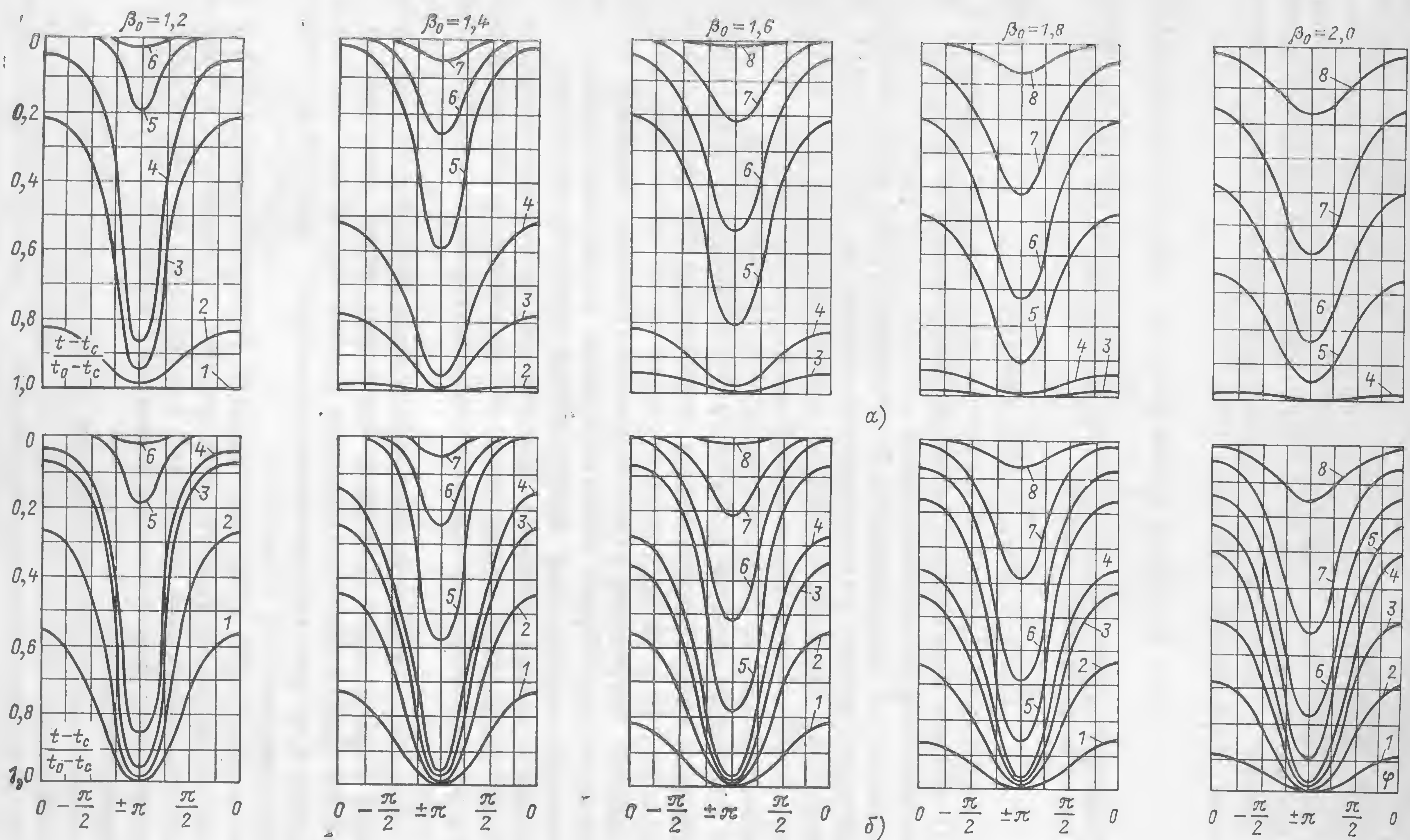


Рис. 1-22. Результаты расчета методом сеток на ЭВМ температурных полей в полом цилиндре при неравномерном по окружности подводе теплоты для Bi=20 и различных значениях отношения диаметров цилиндра $\beta_0=d_н/d_в$.

а — наружная поверхность стенки трубы; *б* — внутренняя поверхность; *1—8* — Fo соответственно 0,001; 0,01; 0,05; 0,1; 0,5; 1; 2; 5; верх трубы — $\varphi=0$ (максимальный теплообмен); низ трубы — $\varphi=\pm\pi$ (отсутствие теплообмена).

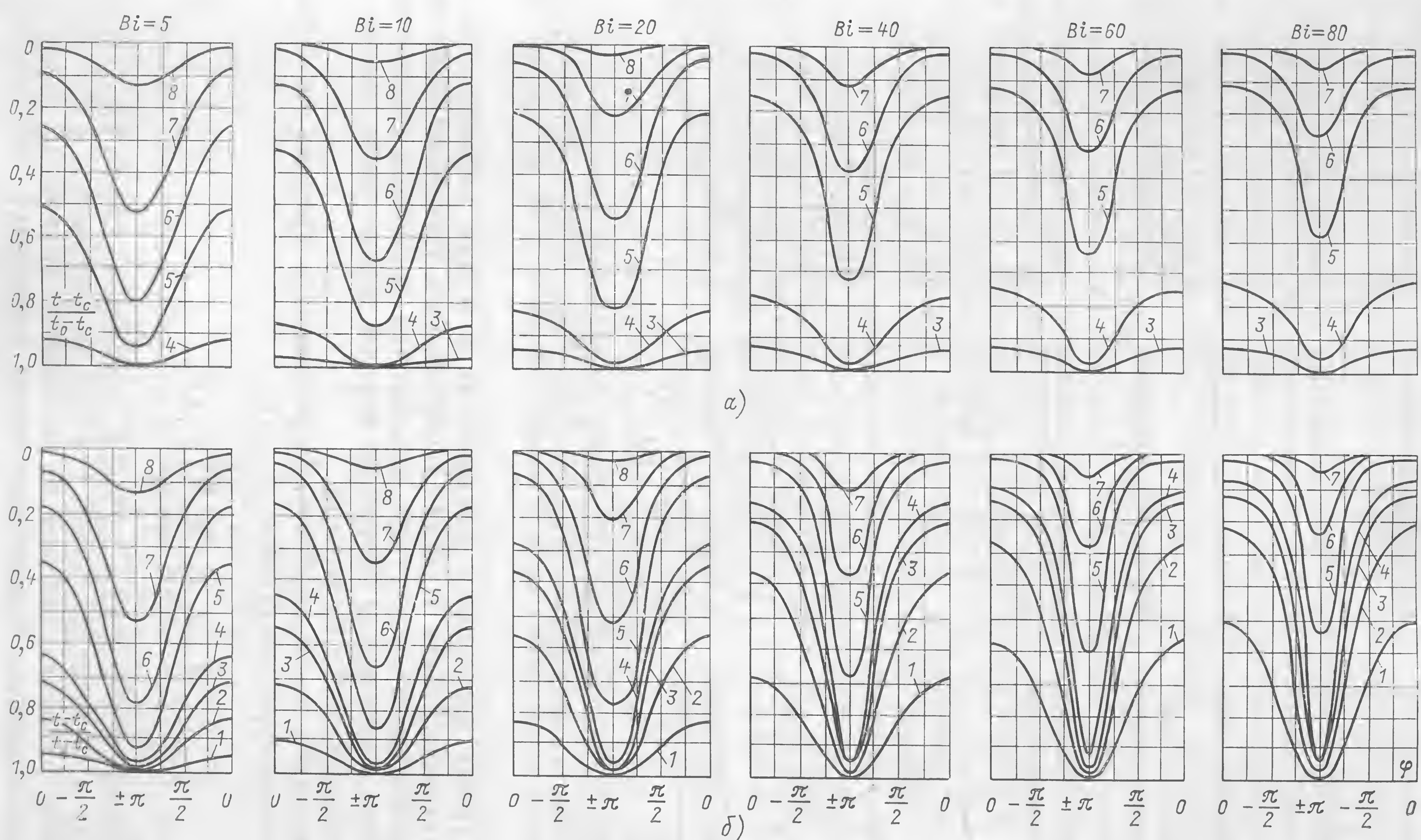


Рис. 1-23. Результаты расчета температурных полей в полом цилиндре при неравномерном по окружности подводе теплоты для цилиндра с отношением диаметров $\beta_0=1,6$ при различных значениях безразмерного коэффициента теплоотдачи Bi.

Обозначения те же, что и на рис. 1-22.

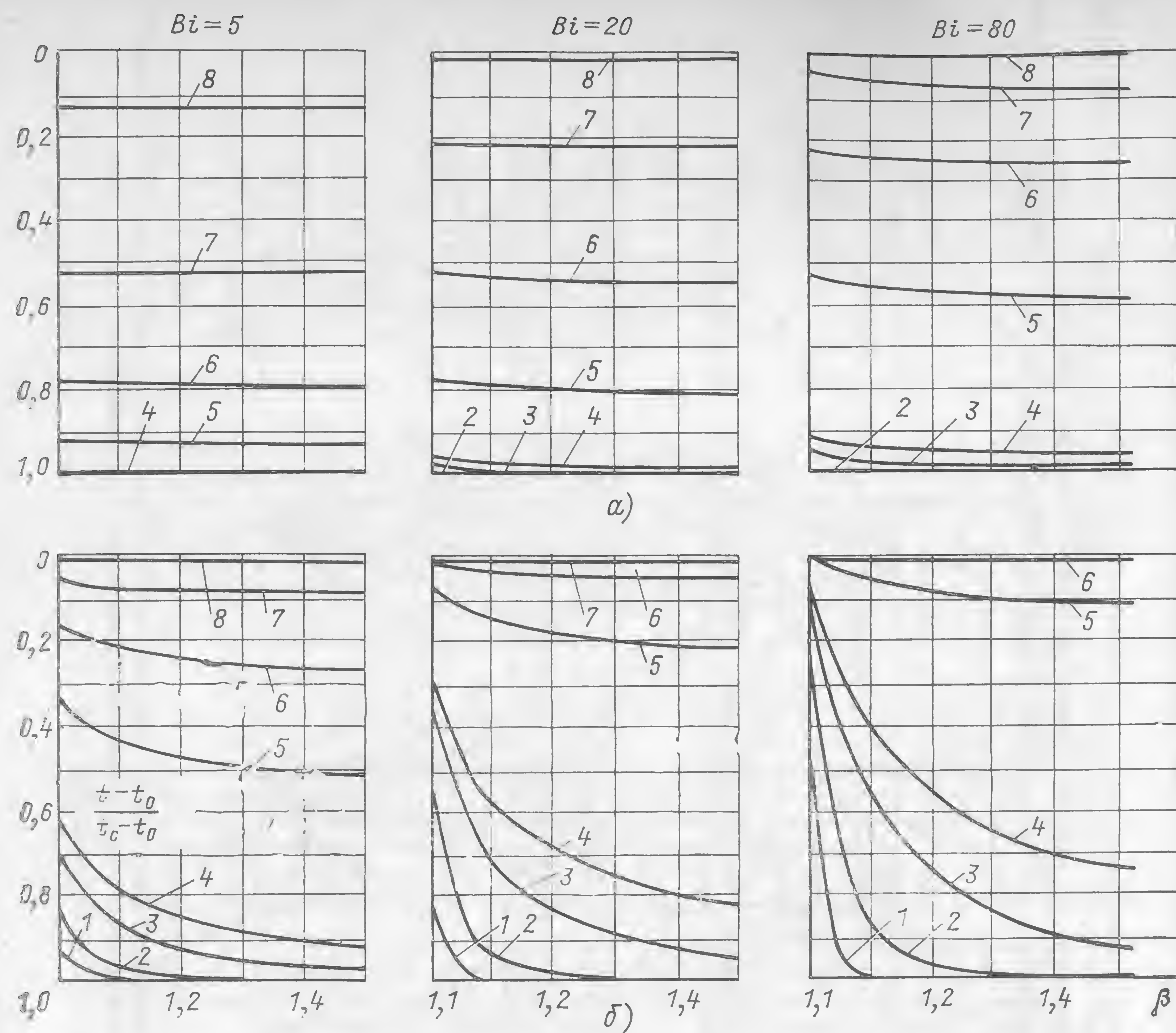


Рис. 1-24. Распределение температур по толщине стенки полого цилиндра для $\beta_0=1,6$.
а — нижняя образующая стенки ($\varphi=\pm\pi$); *б* — верхняя образующая стенки ($\varphi=0$); $\beta=r/r_в$ — текущий относительный радиус сечения трубы; остальные обозначения те же, что и на рис. 1-22.

Температурные аксиальные напряжения в полом цилиндре со свободными незакрепленными торцами определялись приближенным методом в предположении отсутствия коробления цилиндра. Полученные таким способом напряжения несколько больше фактических, но это при расчетах повышает запас прочности.

Расчет сводился к следующему. Определялась средняя по сечению цилиндра температура его стенки

$$\vartheta_{ср}=\frac{1}{F}\sum_1^i\sum_1^j\vartheta_{ij}\Delta F_j, \tag{1-49}$$

где F — площадь поперечного сечения цилиндра (площадь кольца); i — количество элементов разбивки сечения по окружности; j — количество слоев при разбивке сечения на элементы (разбивка сечения на элементы производилась концентрическими кольцами); ΔF_j — площадь поперечного сечения элемента, изменяющаяся от слоя к слою; ϑ_{ij} — температура элемента.

Аксиальное напряжение в любом элементе подсчитывалось по формуле

$$\bar{\sigma}_{zij}=(1-\nu)(\vartheta_{ср}-\vartheta_{ij}), \tag{1-50}$$

где $1-\nu$ — коэффициент, учитывающий поперечную деформацию элемента.

Дополнительное условие отсутствия внешних усилий на торцах полого цилиндра записывалось следующим образом:

$$\sum_1^i\sum_1^j\bar{\sigma}_{zij}\Delta F_j=0. \tag{1-51}$$

Для полого цилиндра со свободными торцами аксиальное напряжение на наружной и внутренней поверхностях равно тангенциальному.

На базе уравнений (1-49)—(1-51) была составлена программа расчета безразмерных напряжений. Результаты выполненных расчетов представлены в табл. П-2. Некоторые данные иллюстрируются на рис. 1-25—1-28.

На рис. 1-25 показано распределение аксиальных напряжений по окружности трубы для четырех слоев разбивки поперечного сечения полого цилиндра на элементы. Здесь рассмотрен цилиндр, имеющий $\beta_0=1,6$ при Bi=5. Верхний ряд графиков дает напряжения для различных значений Fo в процессе их нарастания. На нижних графиках показан следующий процесс спада напряжений.

На рис. 1-26 показаны безразмерные аксиальные напряжения для случая $\beta_0=1,6$ при Bi=20, а на рис. 1-27 — для Bi=80.

На рис. 1-28 показано распределение безразмерных аксиальных напряжений по толщине стенки цилиндра, имеющего $\beta_0=1,6$, при Bi, равном 5, 20 и 80. Графики рис. 1-28,*а* относятся к нижней образующей цилиндра (нулевой теплообмен), графики *б* относятся к верхней образующей (максимальный теплообмен).

Для практического использования в расчетах рекомендуется табл. П-2.

Для более точного решения подобных задач может быть использован метод численного решения задач упругости и пластичности для тел произвольной формы, базирующийся на принципе минимума свободной энергии и разработанный ВТИ и МОЦКТИ [1-39], однако для данной конкретной задачи имеющаяся программа расчета непригодна.

Для второго варианта задачи уравнение теплопроводности, начальное и первое граничные условия принимались в виде

$$\frac{\partial t}{\partial\tau}=a\left(\frac{\partial^2t}{\partial r^2}+\frac{1}{r}\frac{\partial t}{\partial r}+\frac{1}{r^2}\frac{\partial^2t}{\partial\varphi^2}\right); \tag{1-52}$$

$$t(r,\ \varphi,\ 0)=0; \tag{1-53}$$

$$\frac{\partial t\,(r_н,\ \varphi,\ \tau)}{\partial r}=0. \tag{1-54}$$

Второе граничное условие формулируется здесь как граничное условие первого рода: в момент времени $\tau=0$ температура внутренней поверхности стенки трубы скачкообразно изменяется от нуля до t, зависящей от угловой координаты φ, и в дальнейшем эта закономерность сохраняется:

$$t(r_в,\ \varphi,\ \tau)=\frac{t_0}{2}e^{i\varphi}. \tag{1-55}$$

Дифференциальное уравнение теплопроводности решалось с использованием преобразования Лапласа.

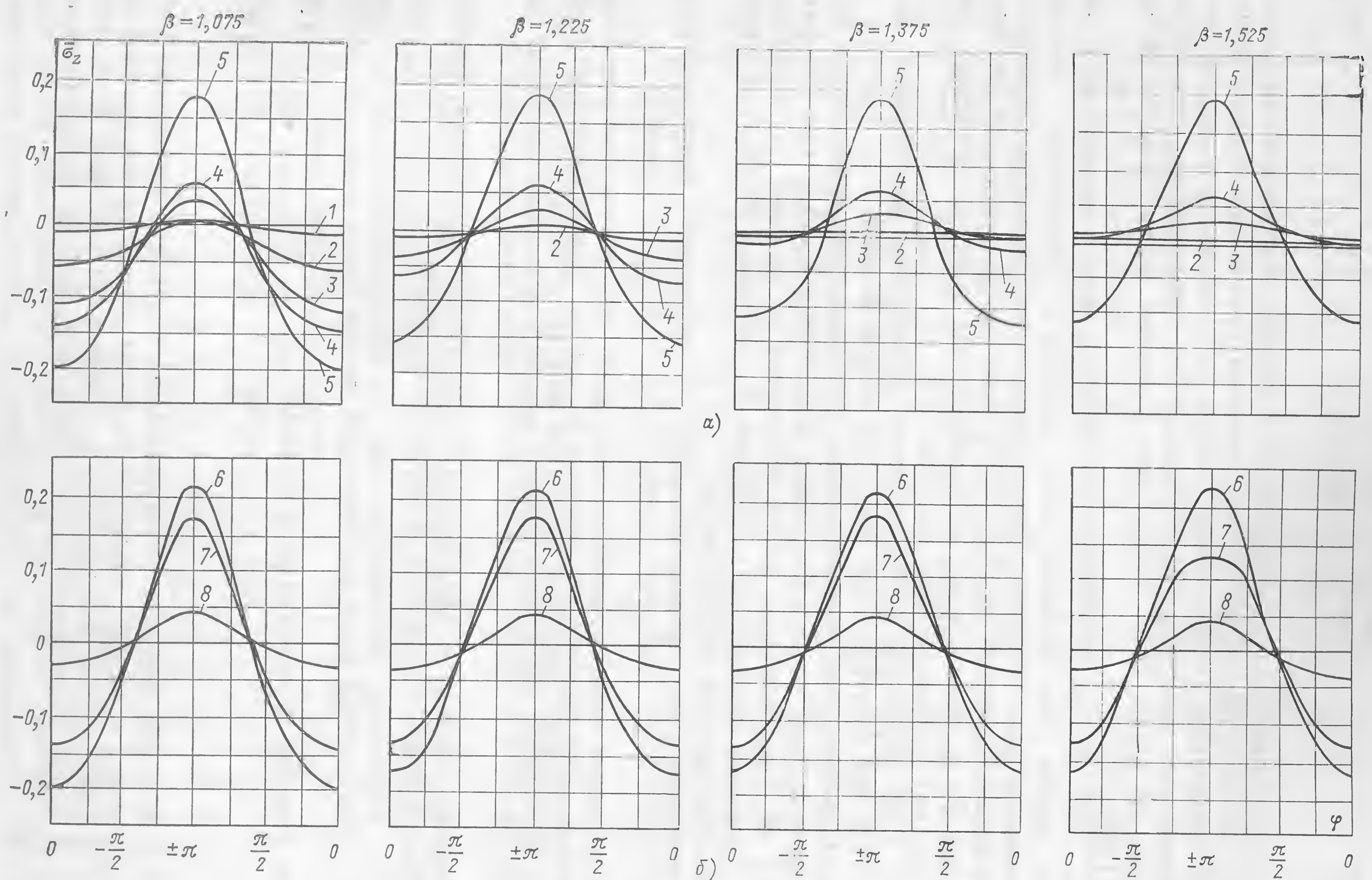


Рис. 1-25. Безразмерное аксиальное напряжение $\bar{\sigma}_z=\sigma_z(1-\nu)/(E\alpha_t t_0)$ в полом цилиндре при неравномерном по окружности подводе теплоты для цилиндра с отношением диаметров $\beta_0=1{,}6$ при $\mathrm{Bi}=5$ по результатам приближенного расчета на ЭВМ.

φ — угловая координата; *а* — графики для значений Fo, при которых происходит нарастание напряжений; *б* — для значений Fo, когда начинается спад напряжений; остальные обозначения те же, что и на рис. 1-22, 1-24.

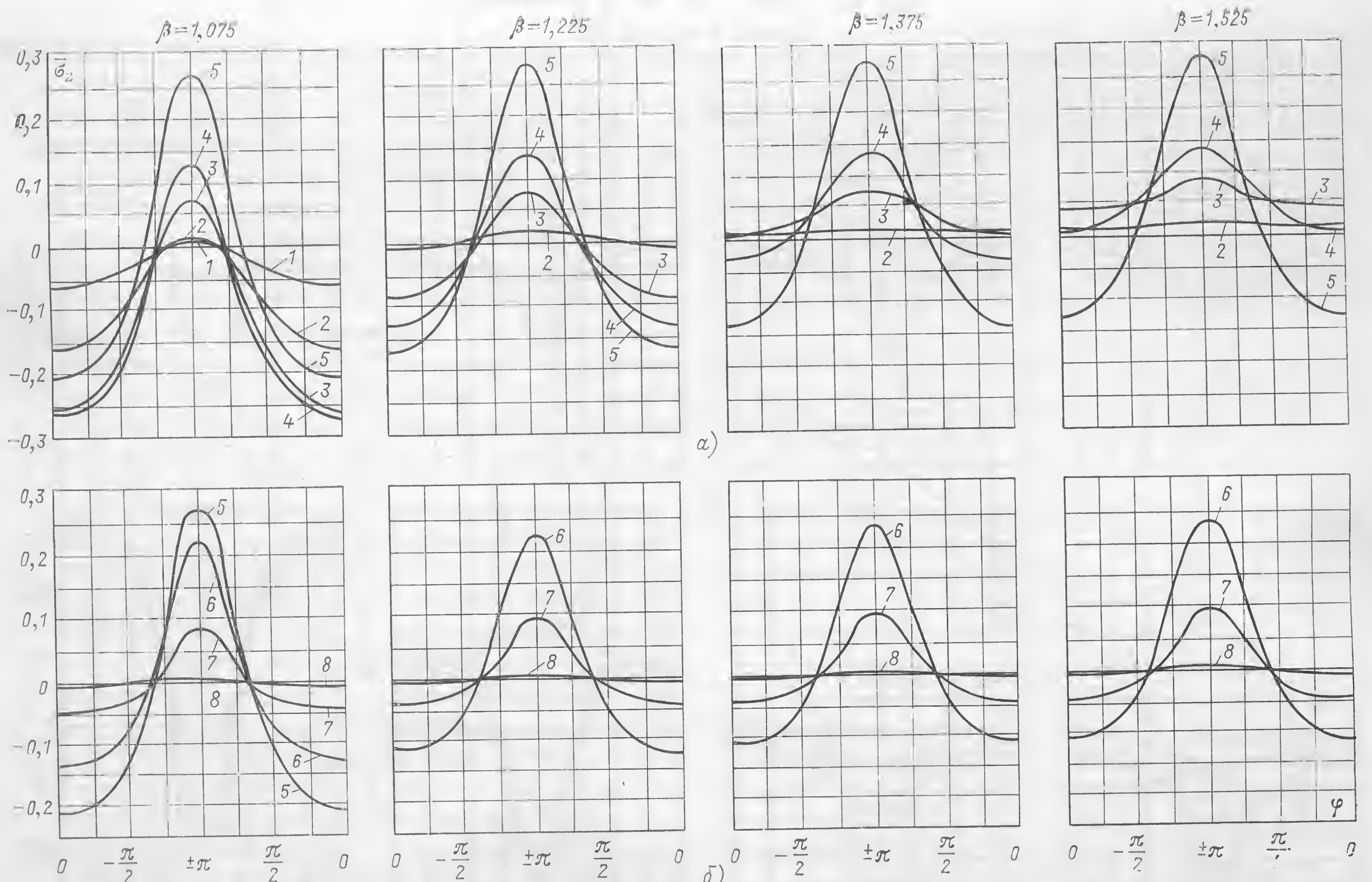


Рис. 1-26. Безразмерное аксиальное напряжение в полом толстостенном цилиндре при неравномерном по окружности подводе теплоты для $\beta_0=1{,}6$ и $\mathrm{Bi}=20$.

Обозначения те же, что и на рис. 1-22, 1-24.

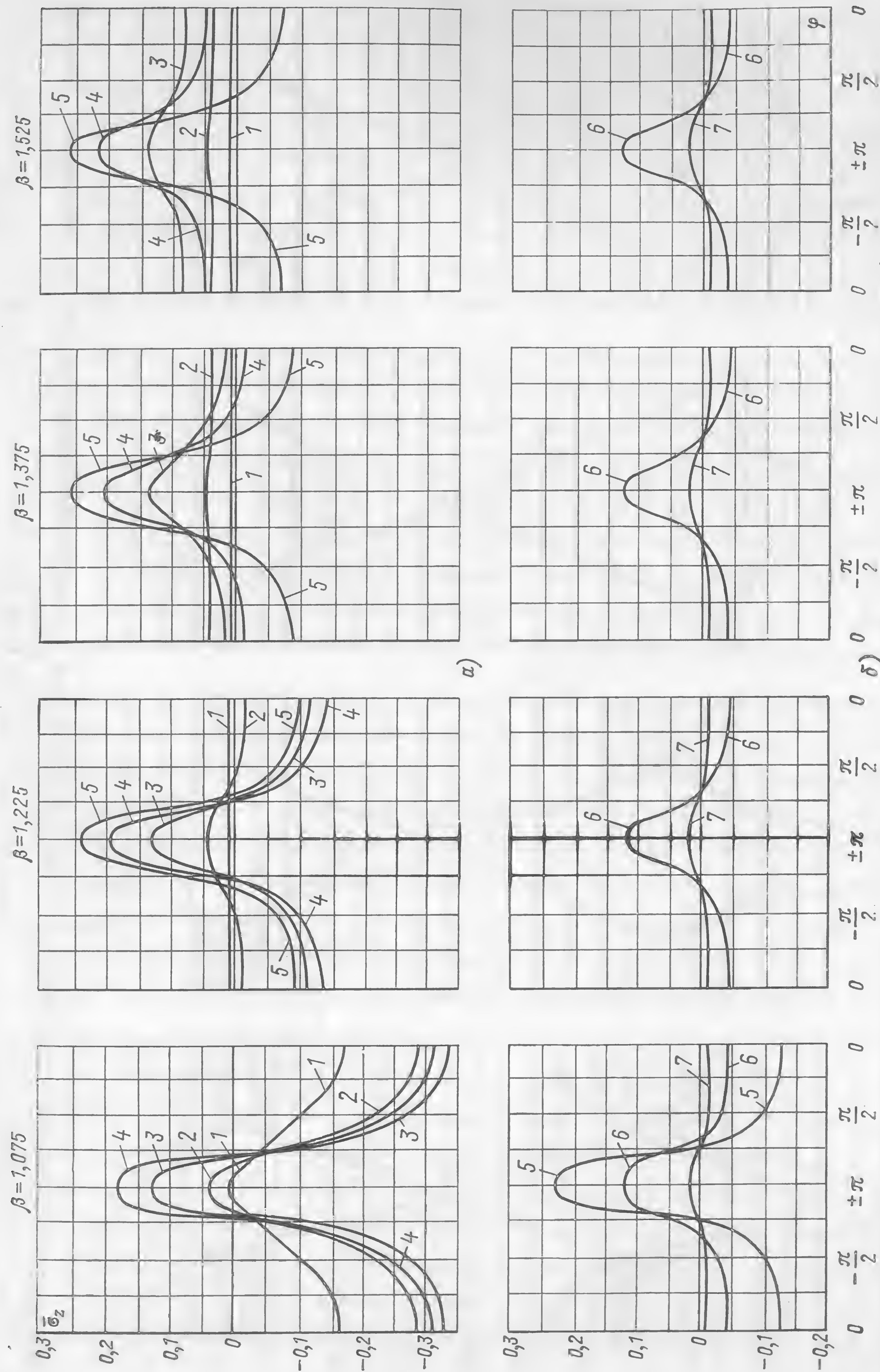


Рис. 1-27. Безразмерное аксиальное напряжение в полом толстостенном цилиндре при неравномерном по окружности подводе теплоты для $\beta_0=1{,}6$ и Bi=80.

Обозначения те же, что и на рис. 1-22, 1-24,

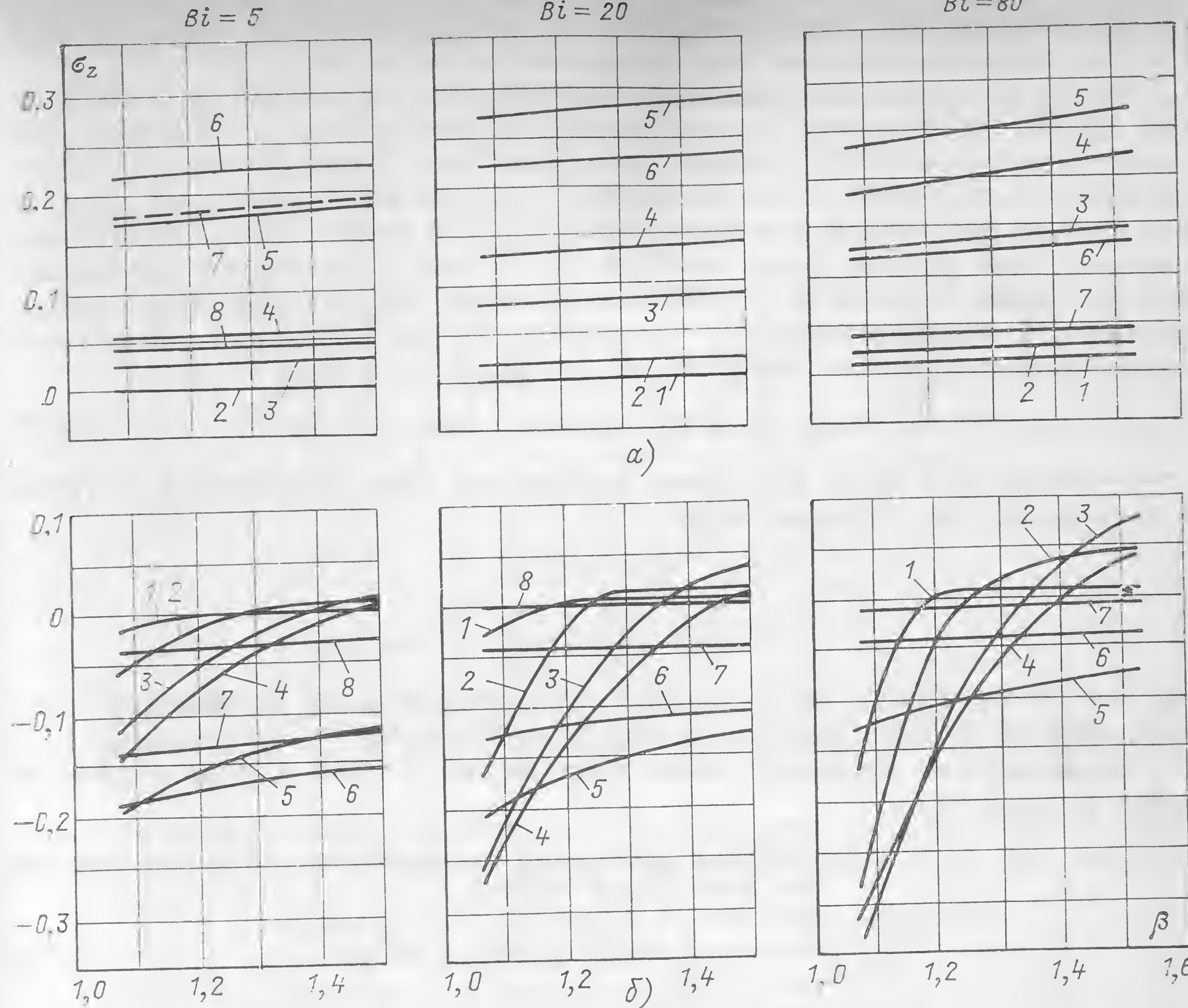


Рис. 1-28. Распределение безразмерного аксиального напряжения по толщине стенки полого цилиндра при неравномерном по окружности подводе теплоты для $\beta_0=1{,}6$; остальные обозначения те же, что и на рис. 1-22, 1-24, 1-25.

Для обратного перехода от изображения к оригиналу функции использовалась теорема Ващенко — Захарченко. Для температурного поля было получено

$$\frac{t}{t_0}=\left\{L_\beta+\sum_{n=1}^{\infty}\left[Q_n I_1(\beta\mu_n)-S_n Y_1(\beta\mu_n)\right]e^{-\mu^2_n \mathrm{Fo}}\right\}e^{i\varphi}, \qquad (1\text{-}56)$$

где $L_\beta=\frac{1}{2\beta}\frac{\beta^2+\beta^2_0}{1+\beta^2_0}$; $\beta=\frac{r}{r_{\text{в}}}$; $\beta_0=\frac{r_{\text{н}}}{r_{\text{в}}}$;

$$Q_n=\frac{M_n}{P_n};\; S_n=\frac{N_n}{P_n};\; \mathrm{Fo}=\frac{a\tau}{r^2_{\text{в}}};$$

$$M_n=\beta_0\mu_n Y_0(\beta_0\mu_n)-Y_1(\beta_0\mu_n);$$

$$N_n=\beta_0\mu_n I_0(\beta_0\mu_n)-I_1(\beta_0\mu_n);$$

$$P_n=\beta_0\mu^2_n\left[I_0(\mu_n)Y_0(\beta_0\mu_n)-I_0(\beta_0\mu_n)Y_0(\mu_n)\right]-\mu_n\left[I_0(\mu_n)Y_1(\beta_0\mu_n)-I_1(\beta_0\mu_n)Y_0(\mu_n)\right]+(1+\beta^2_0\mu^2_n)\left[I_1(\mu_n)Y_1(\beta_0\mu_n)-I_1(\beta_0\mu_n)Y_1(\mu_n)\right];$$

здесь μ_n — корни характеристического уравнения

$$\beta_0\mu_n\left[I_1(\mu_n)Y_0(\beta_0\mu_n)-Y_1(\mu_n)I_0(\beta_0\mu_n)\right]-I_1(\mu_n)Y_1(\beta_0\mu_n)+Y_1(\mu_n)I_1(\beta_0\mu_n)=0.$$

По найденному температурному полю напряжения определялись с использованием понятия термоупругого потенциала.

Чтобы получить решение, удовлетворяющее условиям на поверхности трубы, на полученное с помощью термоупругого потенциала решение было наложено решение уравнений теории упругости, соответствующее температуре $t=0$ и выполнены условия на поверхностях. В данном случае при $r=r_в$ и при $r=r_н$ радиальное и касательное напряжения должны быть равны нулю: $\sigma_r=0$ и $\tau_{rt}=0$. Дополнительное напряженное состояние строилось с помощью функции напряжений Эри, удовлетворяющей бигармоническому уравнению. Применительно к рассматриваемой задаче функция напряжений принимается в виде

$$F(r, \varphi)=[A_n r^n+B_n r^{n+2}+C_n r^{-n}+D_n r^{-n+2}]\, e^{in\varphi}. \tag{1-57}$$

В результате были получены выражения для напряжений в трубе с закрепленными торцами, когда

$$\left.\begin{aligned} \bar{\sigma}_z &= \bar{\sigma}_r+\bar{\sigma}_t; \\ \bar{\bar{\sigma}}_z &= \nu(\bar{\bar{\sigma}}_r+\bar{\bar{\sigma}}_t), \end{aligned}\right\} \tag{1-58}$$

где $\bar{\sigma}_j$ — напряжение, определяемое по термоупругому потенциалу; $\bar{\bar{\sigma}}_j$ — напряжение, определяемое по функции напряжений.

Безразмерные температурные напряжения в этом случае определяются по формулам

$$\frac{\sigma_r(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}=(lW_н+mW_в-W)e^{i\varphi}; \tag{1-59}$$

$$\frac{\sigma_t(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}=-\frac{t}{t_0}+(W+kW_н-hW_в)\,e^{i\varphi}; \tag{1-60}$$

$$\frac{\sigma_z(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}=-\frac{t}{t_0}+(pW_н-qW_в)\,e^{i\varphi}, \tag{1-61}$$

где $W=\frac{U(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}$; $U=\frac{E}{1-\nu}\alpha_t t_0\sum_{n=1}^{\infty}\left\{\frac{1}{\beta\mu_n}[Q_n I_0(\beta\mu_n)-S_n Y_0(\beta\mu_n)]-\right.$

$$\left.-\frac{2}{\beta^2\mu_n^2}[Q_n I_1(\beta\mu_n)-S_n Y_1(\beta\mu_n)]\right\}(1-e^{-\mu_n^2 \mathrm{Fo}}).$$

Для $W_н$, $U_н$, $\beta=\beta_0$; для $W_в$, $U_в$, $\beta=1$; l, m, k, h, p, q — см. [1-40]; для трубы со свободными торцами

$$\sigma_z=\sigma_r+\sigma_t. \tag{1-62}$$

В этом случае на наружной и внутренней поверхностях стенки трубы $\sigma_r=0$ и $\sigma_z=\sigma_t$.

Расчет напряжений по формулам (1-59) — (1-61) сложен, поэтому для практических расчетов рекомендуется пользоваться табл. П-3 и графиками, изображенными на рис. 1-29, 1-30. Здесь приводятся безразмерные тангенциальные и аксиальные напряжения у наружной и внутренней поверхности стенки трубы в зависимости от критерия Фурье при отношении диаметров сечения $\beta_0=1,1\div2$, полученные вариантными расчетами по формулам (1-60), (1-61).

Расчеты были выполнены на ЭВМ [1-40]. Безразмерные аксиальные напряжения на рис. 1-30 соответствуют случаю трубы с жестко закрепленными торцами. Для трубы со свободными торцами на наружной и внутренней поверхности стенки аксиальные напряжения равны тан-

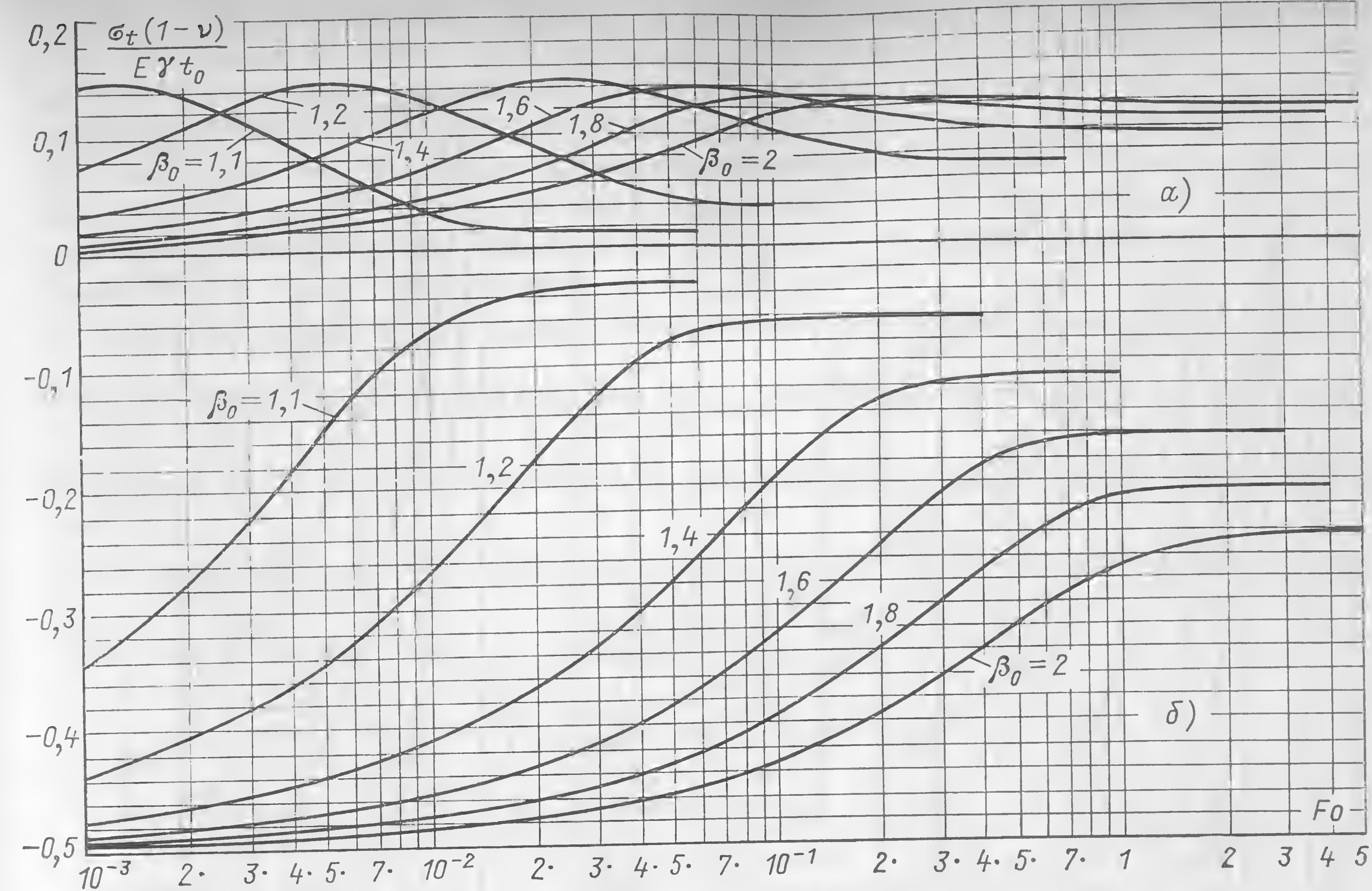


Рис. 1-29. Сводные графики безразмерных тангенциальных напряжений $\sigma_t(1-\nu)/E\alpha_t t_0$ от температурной неравномерности в окружном направлении в трубах при граничном условии первого рода.

а — наружная поверхность стенки; *б* — внутренняя поверхность.

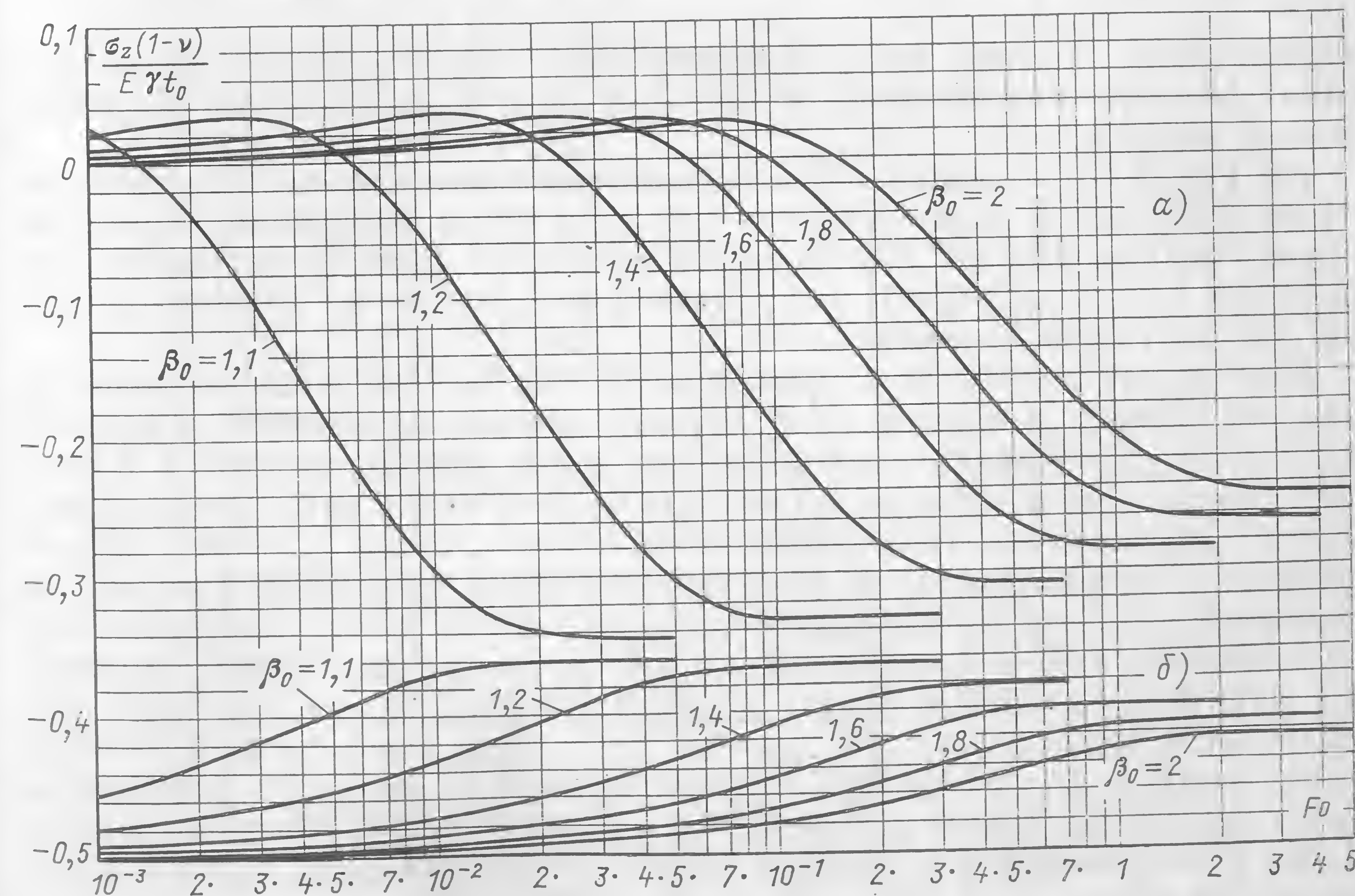


Рис. 1-30. Сводные графики безразмерных аксиальных напряжений $\sigma_z(1-\nu)/E\alpha_t t_0$ от температурной неравномерности в окружном направлении в трубах с жестко закрепленными торцами при граничном условии первого рода.

Обозначения те же, что и на рис. 1-29.

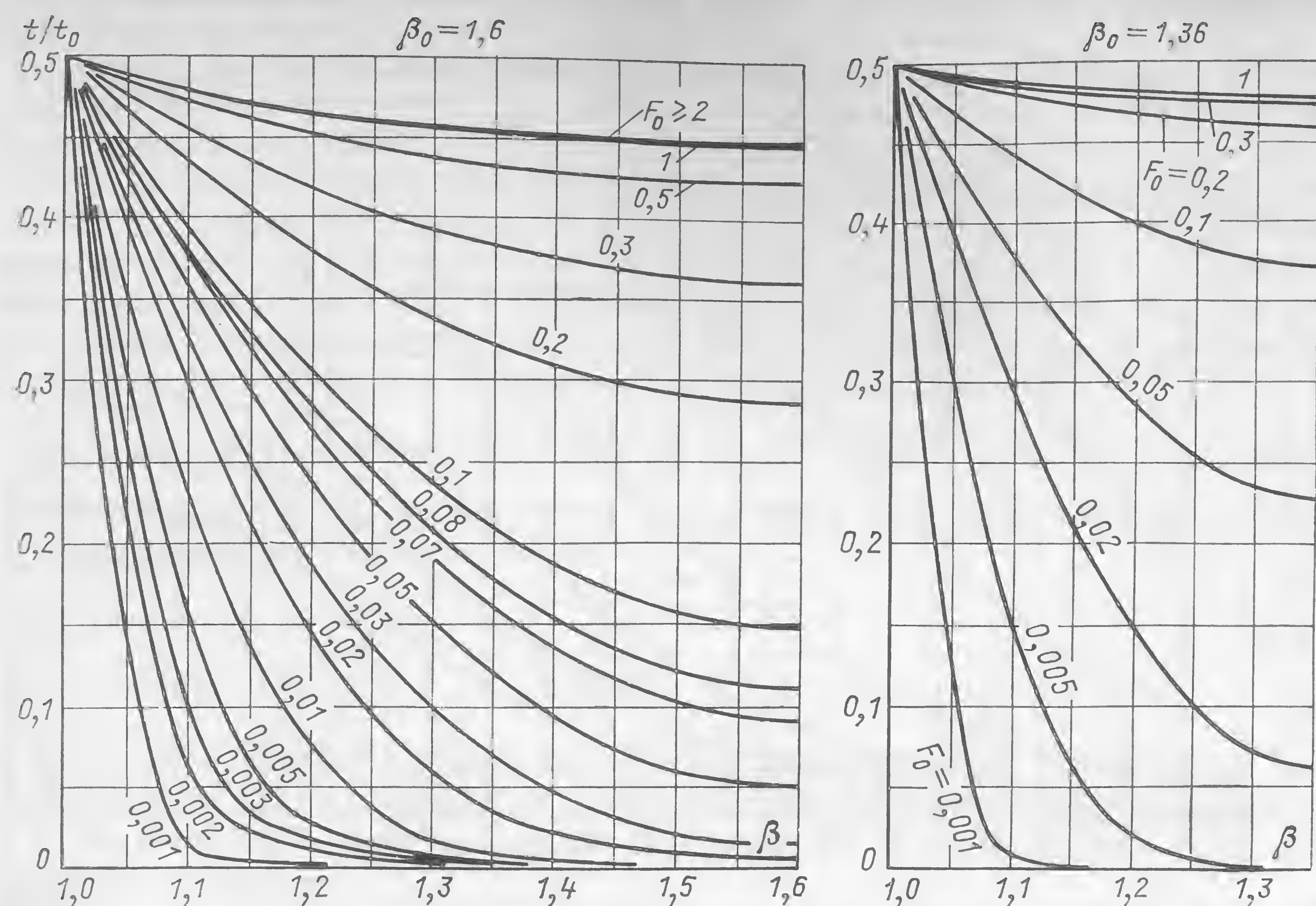


Рис. 1-31. Поле безразмерных температур t/t_0 по толщине стенки на горячей стороне трубы при неравномерном по окружности нагреве для различных значений Fo; остальные обозначения те же, что и на рис. 1-29.

генциальным, поэтому как тангенциальные, так и аксиальные напряжения должны определяться по рис. 1-29 или по таблице для тангенциальных напряжений.

На рис. 1-31 показано поле безразмерных температур по толщине стенки на горячей стороне трубы при различных значениях критерия Фурье. Температура на внутренней поверхности (при безразмерной радиальной координате $\beta=1$) сохраняется постоянной во времени и равной 0,5 (на горячей стороне).

При малых значениях Фурье практически весь перепад температур концентрируется в тонком слое металла вблизи внутренней поверхности стенки. Постепенно температурная волна распространяется в глубину стенки трубы и достигает ее наружной поверхности. Затем происходит выравнивание температур по толщине стенки, однако полное равенство не достигается даже в установившемся режиме: температура наружной поверхности в верхней части трубы при $\beta_0=1{,}36$ меньше, чем внутренней, в 1,05, а при $\beta_0=1{,}6$ — в 1,11 раза. С уменьшением отношения радиусов β_0 температурная волна раньше достигает наружной поверхности стенки трубы: для $\beta_0=1{,}6$ это достигается при $\mathrm{Fo}>0{,}017$, а для $\beta_0=1{,}36$ при $\mathrm{Fo}>0{,}007$. С уменьшением β_0 разность относительных температур между внутренней и наружной поверхностями стенки трубы в установившемся режиме уменьшается: при $\beta_0=1{,}6$ она составляет 0,048, а при $\beta_0=1{,}36$ соответственно 0,023.

На рис. 1-32 показано распределение относительных температур по окружности трубы при различных значениях безразмерного времени Fo. На верхнем графике дана температура у внутренней поверхности стенки, а на остальных — у наружной. Значениям $\varphi=0$ и $\varphi=360°$ соответствует горячая сторона трубы, а $\varphi=180°$ — холодная. Все температурные графики на рис. 1-32 представляют собой косинусоиды. По мере возрастания критерия Фурье амплитуда температурной кривой для наружной поверхности увеличивается и в установившемся режиме достигает максимума. При $\beta_0=1{,}6$ установившийся режим с максимальной амплитудой достигается при $\mathrm{Fo}>2$, а при $\beta_0=1{,}36$ уже при $\mathrm{Fo}>1$. Максимальная амплитуда температур у наружной поверхности стенки трубы меньше, чем у внутренней.

Распределение по толщине стенки на горячей стороне трубы безразмерного радиального напряжения $\frac{\sigma_r(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}$ показано на рис. 1-33. У внутренней и наружной поверхностей (при $\beta=1$ и $\beta=\beta_0$) оно равно нулю,

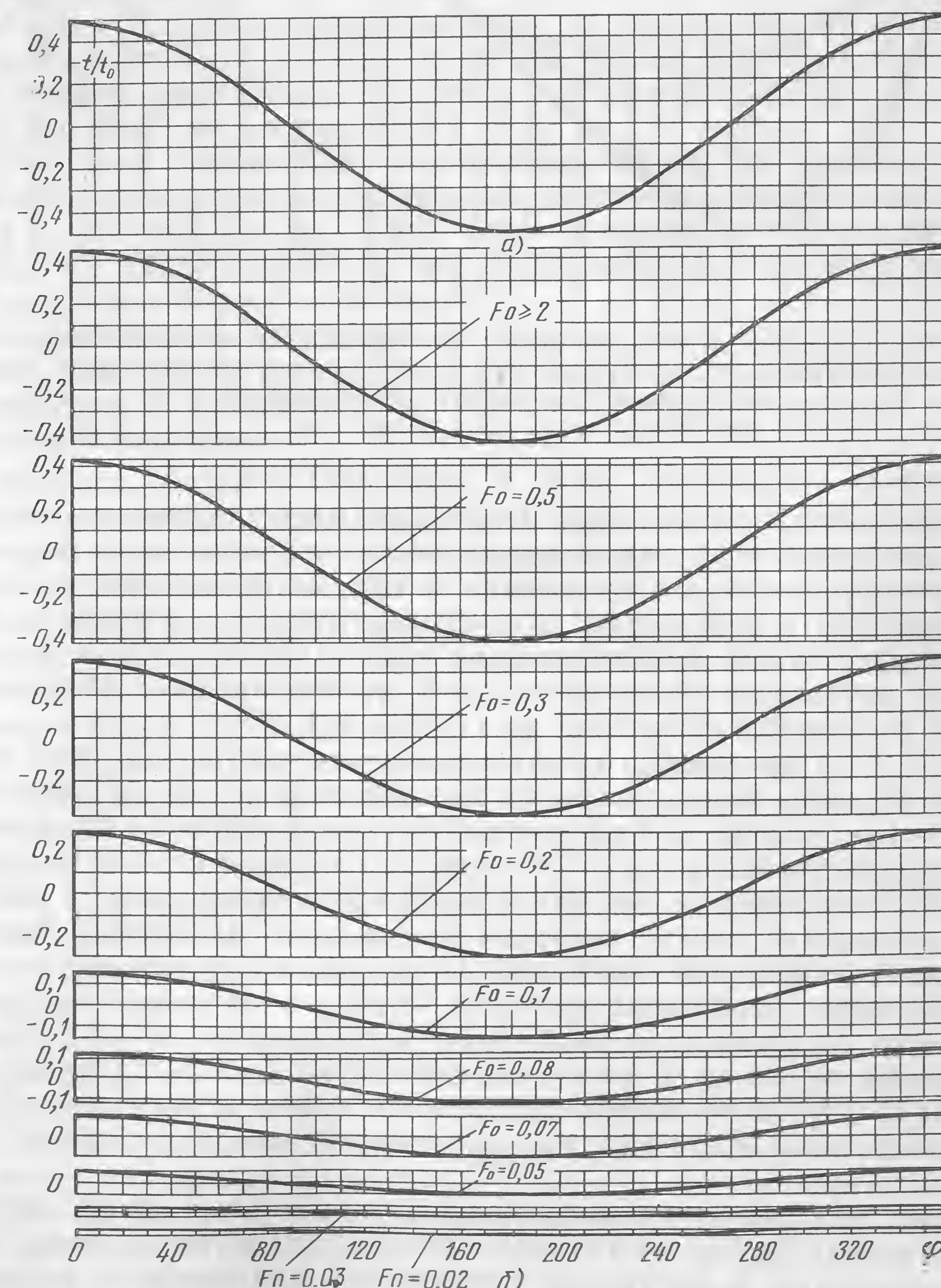


Рис. 1-32. Распределение безразмерных температур t/t_0 по окружности трубы при различных значениях Fo для внутренней (а) и наружной (б) поверхности стенки.
φ — угловая координата.

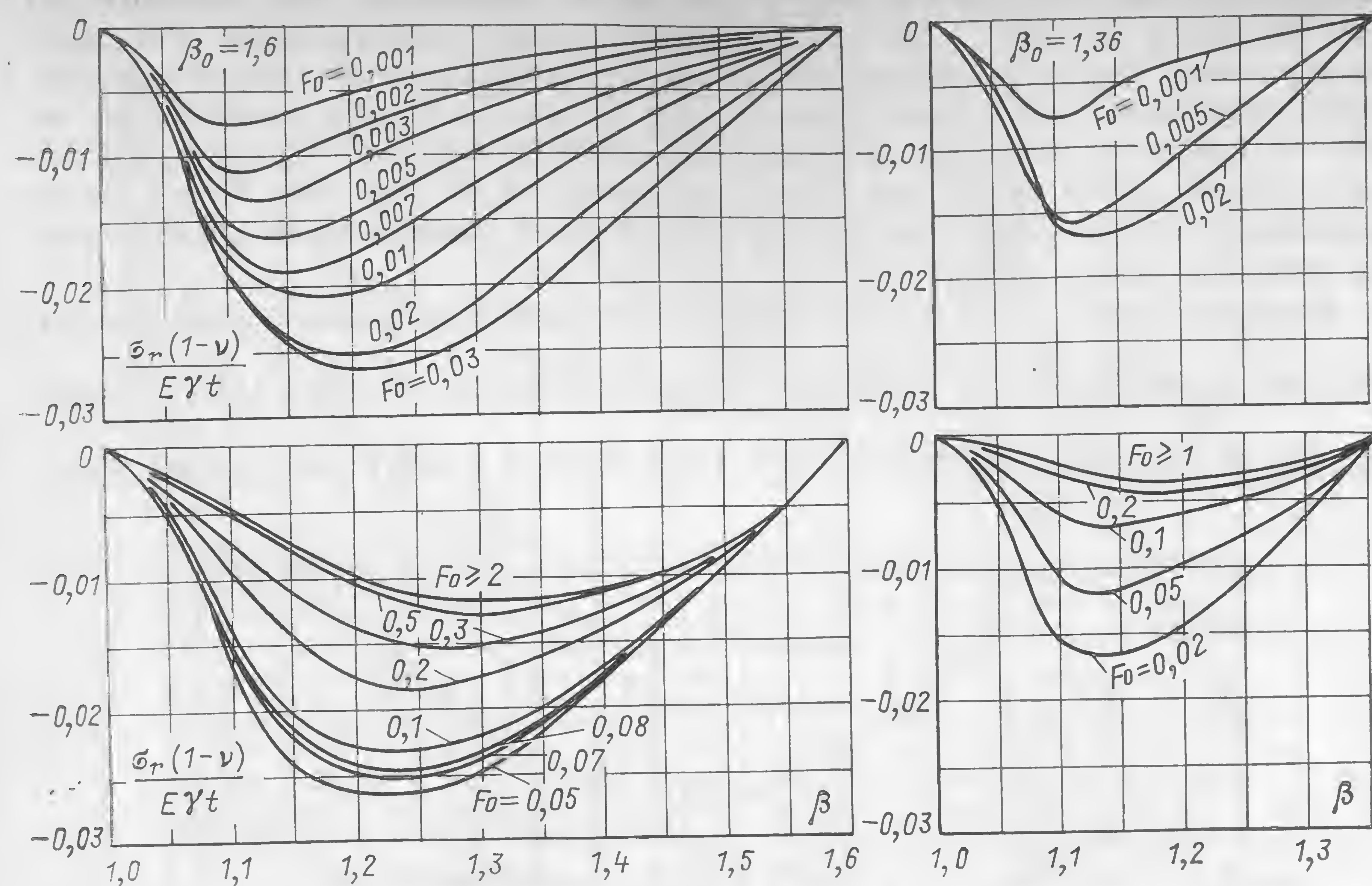


Рис. 1-33. Распределение по толщине стенки на горячей стороне трубы безразмерного радиального напряжения $\sigma_r(1-\nu)/E\alpha_t t_0$, обусловленного неравномерным по окружности нагревом, для различных значений Fo.

Обозначения те же, что и на рис. 1-29.

а в промежуточных точках (при $1<\beta<\beta_0$) имеет знак минус (сжатие). Место достижения максимума радиального напряжения по мере возрастания критерия Фурье смещается к наружной поверхности стенки трубы: при $\beta_0=1{,}6$ и Fo=0,001 точка максимума напряжения σ_r находится на расстоянии, приблизительно равном шестой части толщины стенки от внутренней поверхности, а в установившемся режиме при Fo⩾2 это расстояние возрастает до $1/2\ (r_н-r_в)$.

На рис. 1-34 приводится график изменения тангенциального напряжения по толщине стенки трубы на горячей стороне. На внутренней поверхности напряжение σ_t сжимающее, а у наружной — растягивающее. Наибольшее значение, равное 0,5 (минус на горячей стороне и плюс на холодной), безразмерное тангенциальное напряжение имеет у внутренней поверхности в начале прогрева, когда при идеальном тепловом ударе резко изменяется температура внутренней поверхности стенки трубы. По мере возрастания критерия Фурье напряжение у внутренней поверхности снижается до некоторого установившегося значения. По абсолютному значению в установившемся режиме тангенциальное напряжение у наружной поверхности стенки трубы в 3—4 раза больше радиального в точке его максимума. У внутренней поверхности разница шестикратная.

На рис. 1-35 показано распределение аксиальных напряжений по толщине стенки трубы на горячей стороне, вызванных температурной неравномерностью в окружном направлении для трубы с жестко закрепленными концами. В начальной стадии прогрева (Fo<0,005) аксиальное напряжение, как и тангенциальное, концентрируется у внутренней поверхности стенки и составляет около 0,5 (на горячей стороне —

сжатие, на холодной — растяжение). С возрастанием числа Фурье напряженное состояние распространяется к наружной поверхности стенки и при достижении установившегося режима аксиальное напряжение становится превалирующим. В этом состоянии на горячей стороне трубы аксиальное напряжение имеет знак минус (сжатие) как на внутренней, так и на наружной поверхности.

В переходном режиме аксиальное напряжение на горячей стороне трубы у наружной поверхности некоторое время сохраняет знак плюс (растяжение), а затем переходит в сжатие. В окружном направлении радиальное, тангенциальное и аксиальное напряжения изменяются по закону косинуса аналогично кривым, изображенным на рис. 1-32. Касательное напряжение τ_{rt} по абсолютному значению равно радиальному, поэтому график для него давать не обязательно.

Экспериментальное исследование напряжений в паропроводных трубах при температурной неравномерности по окружности производилось на специальном стенде. Стенд представлял собой установленный вертикально отрезок паропроводной трубы из стали 12ХМФ диаметром 273×36 мм ($\beta_0=1{,}36$), длиной 2 м [1-40].

Труба стенда нагревалась установленными внутри восемью секционными электронагревателями, каждый из которых, обеспечивая нагрев трубы на дуге окружности в 45°, имел независимое включение и регулировку от индивидуального автотрансформатора. Нагреватели располагались вдоль образующей трубы.

Для обеспечения равномерного нагрева вдоль оси трубы в связи с утечкой теплоты от торцов были установлены дополнительные электронагреватели на концах трубы. Труба была закрыта снаружи и с торцов тепловой изоляцией.

С помощью электронагревателей в трубе создавалось необходимое температурное поле, для замера которого по ее окружности у наружной поверхности было установлено 16 зачеканенных термопар (рис. 1-36). Для замера температур по высоте трубы имелось еще 11 термопар.

Напряжения у наружной поверхности стенки трубы стенда определялись с помощью четырех аксиальных и четырех тангенциальных тензометров МЭИ с базой 100 мм. Тензометры устанавливались попарно: аксиальный около тангенциального в четырех диаметрально противоположных точках поперечного сечения трубы. Одна пара тензометров (*а4*, *т8*) располагалась на наиболее горячей, а другая (*а2*, *т6*) на противоположной наиболее холодной стороне трубы.

Напряжения в стенке трубы определялись при отсутствии и наличии в ней температурной неравномерности по окружности. Вид температурных графиков по окружности и высоте трубы стенда для одного из опытов представлен на рис. 1-37. Здесь же (рис. 1-37,*а*) для одного из моментов времени ($\tau=4$ ч) дано сопоставление замеренных по окружности трубы температур с косинусоидой (пунктир).

Несмотря на наличие дополнительных торцевых нагревателей, полного выравнивания температур по высоте трубы достигнуть не удалось, однако в месте установки тензометров температурное поле вдоль трубы было достаточно равномерное (рис. 1-37,*б*).

Нагрев трубы до заданной температуры производился с приблизительно постоянной скоростью, после чего температурный режим поддерживался постоянным в течение 1—2 ч.

Результаты некоторых опытов в виде зависимостей температур на горячей $t_{13г}$ и на холодной $t_{5г}$ сторонах трубы и возникающих напряжений от времени даны на рис. 1-38. В опыте рис. 1-38,*а* был равномерный

Таблица 1-1

Опыт	$t_{13г}-t_{5г}$, °С	Напряжения в установившихся режимах, 10^{-7} Па							
		σ_{a4}	$\sigma_{т8}$	σ_{a3}	$\sigma_{т7}$	σ_{a2}	$\sigma_{т6}$	σ_{a1}	$\sigma_{т5}$
а	0	0,5	0,5	0,5	2	0	—0,5	—0,5	—0,5
б	40	3	2,5	0,5	1	—2,5	—2,5	—1	0
в	100	5	4,5	1	1,5	—3,5	—3,5	—2	0

по окружности нагрев трубы, в опыте рис. 1-38,*б* нагрев был неравномерный, и в установившемся режиме достигалась разность температур по окружности между горячей и холодной сторонами в 40°С, а в опыте рис. 1-38,*в* 100°С. Сводка результатов этих опытов приведена в табл. 1-1.

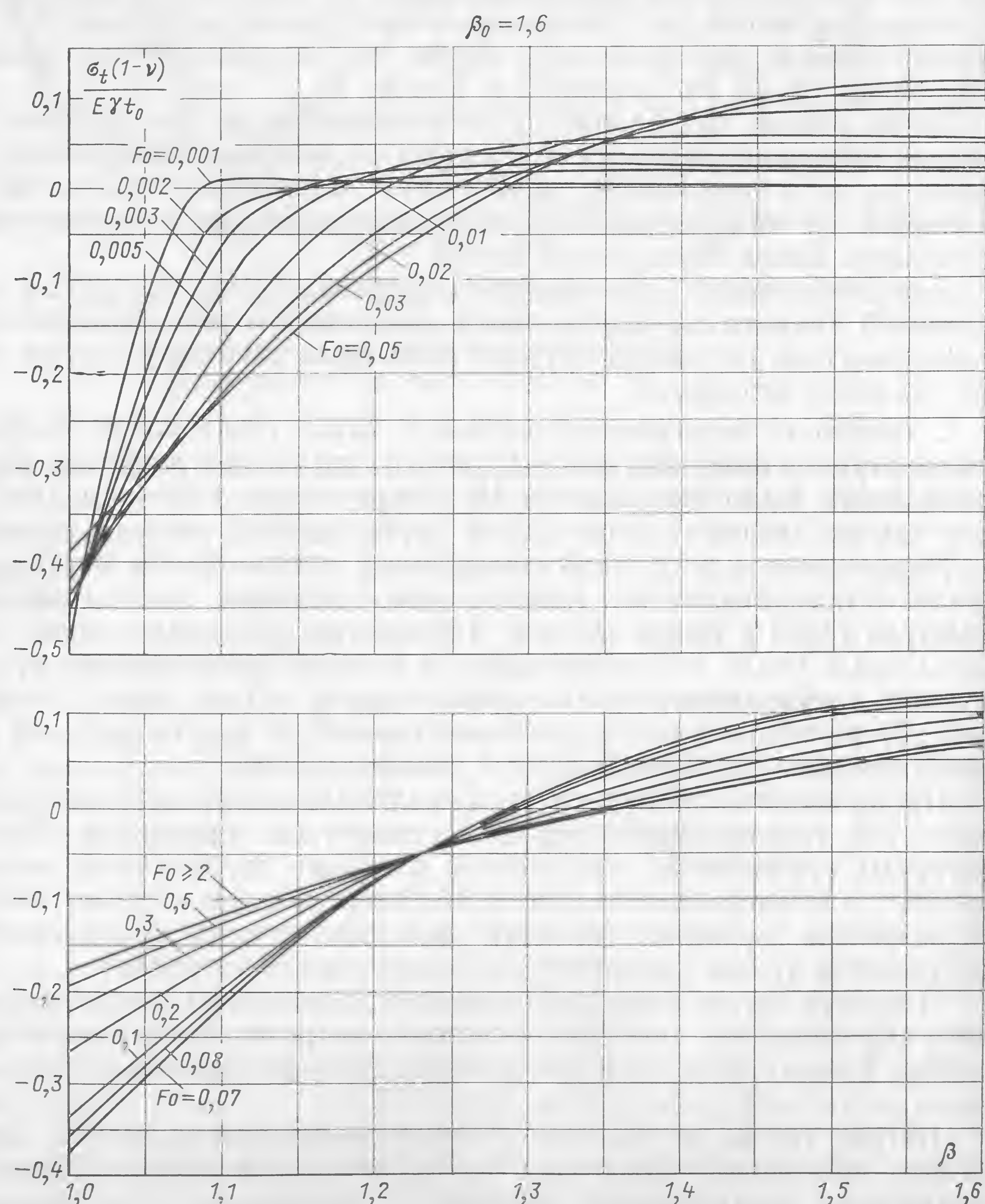
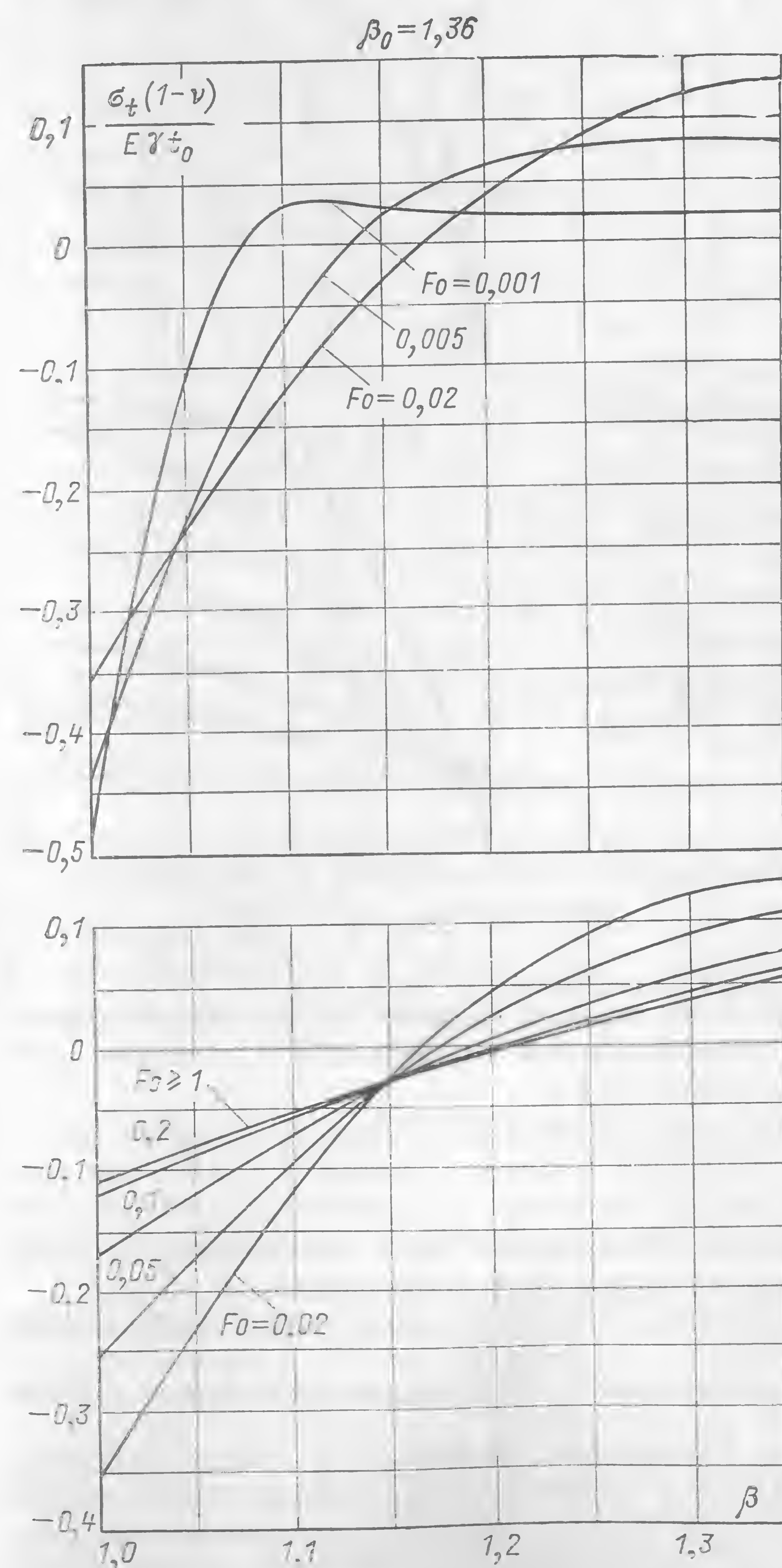


Рис. 1-34. Распределение по толщине стенки на горячей стороне трубы безразмерного тангенциального напряжения, обусловленного неравномерным по окружности нагревом для различных значений Fo.
Обозначения те же, что и на рис. 1-29.

При равномерном по окружности нагреве трубы температурные напряжения в ней в установившихся режимах практически отсутствовали. При неравномерном по окружности нагреве температурные напряжения развивались в основном на горячей и на холодной сторонах трубы, причем на горячей стороне трубы у наружной поверхности (тензометры *а4* и *т8*) напряжения были растягивающие, а на холодной (тензометры *а2* и *т6*) — сжимающие. Выполненные исследования показали, что эти температурные напряжения практически зависят не от абсолютного уровня температур в стенке трубы, а только от их разности.

На рис. 1-39 дано сопоставление результатов некоторых опытов на стенде с теоретическими расчетами по описанному выше методу (формулы [1-60, 1-61]) для установившихся режимов. Характер зависимости в целом подтвердился, но опытные значения напряжений получились на 2—3·10⁷ Па больше расчетных, что объясняется отличием закономерности распределения температур в окружном направлении в опытах от принятой в теоретическом выводе косинусоиды. Тем не менее теоретический расчет напряжений от температурной неравномерности в окружном направлении по методу автора дает более близкие к экспериментам значения напряжений, чем расчет по формулам С. Я. Яремы.



Автором была также выполнена натурная термометрия и тензометрия горизонтальных участков действующих паропроводов на некоторых электростанциях. Так же как и тепловой удар, температурная неравномерность в окружном направлении на реальных установках не наблюдается в чистом виде и возникающее напряженное состояние обычно является результатом совместного действия ряда факторов.

Температурная неравномерность в окружном направлении на горизонтальных участках паропроводов многократно наблюдалась в процессах их прогрева, но в отличие от опытов на стенде при достижении установившегося температурного режима она уменьшалась практически до нуля. На рис. 1-40 приведены два типичных графика распределения температур по окружности паропроводов у наружной поверхности стенки для различных моментов времени от начала прогрева. График рис. 1-40,*а* снимался на главном паропроводе котла типа ТП-80 диаметром 273×36 мм (сталь 12ХМФ); график рис. 1-40,*б* относится к паропроводу котла ТГМ-96 диаметром 325×43 мм (отношение диаметров β_0=1,36 в обоих случаях). В отдельные периоды прогрева температурная неравномерность по окружности паропроводов возрастала. На рис. 1-40,*а*, где начальная температура паропровода была существенно ниже 100°С это, в частности, имело место в начальный период прогрева. После некоторого спада температурная неравномерность по окружности трубы здесь вновь возрастала в период ускорения прогрева, что было связано

с интенсивной конденсацией в трубе пара. В опыте на рис. 1-40,*б* начальная температура паропровода была выше 100°С и окружная температурная неравномерность в начале прогрева не наблюдалась. Возрастание температурной неравномерности здесь происходило лишь в период ускоренного прогрева, когда разность температур между верхом и низом трубы достигала 60°С.

Вид температурного графика по окружности трубы у наружной поверхности можно аппроксимировать косинусоидой: это сопоставление дано на **рис.** 1-41 для паропровода диаметром 273 × 36 мм котла ТП-80. На рис. 1-42 **приведены** температурные графики для трех сечений горизонтального участка паропровода котла ТГМ-96 диаметром 325×43 мм при его прогреве. Здесь же показаны пространственная схема паропровода и расположение термопар в сечениях *1-1*, *2-2* и *3-3* и тензометров. Графики распределения температур показывают, что разность температур между верхом и низом трубы возрастает по ходу пара, что вызвано стоком и за-

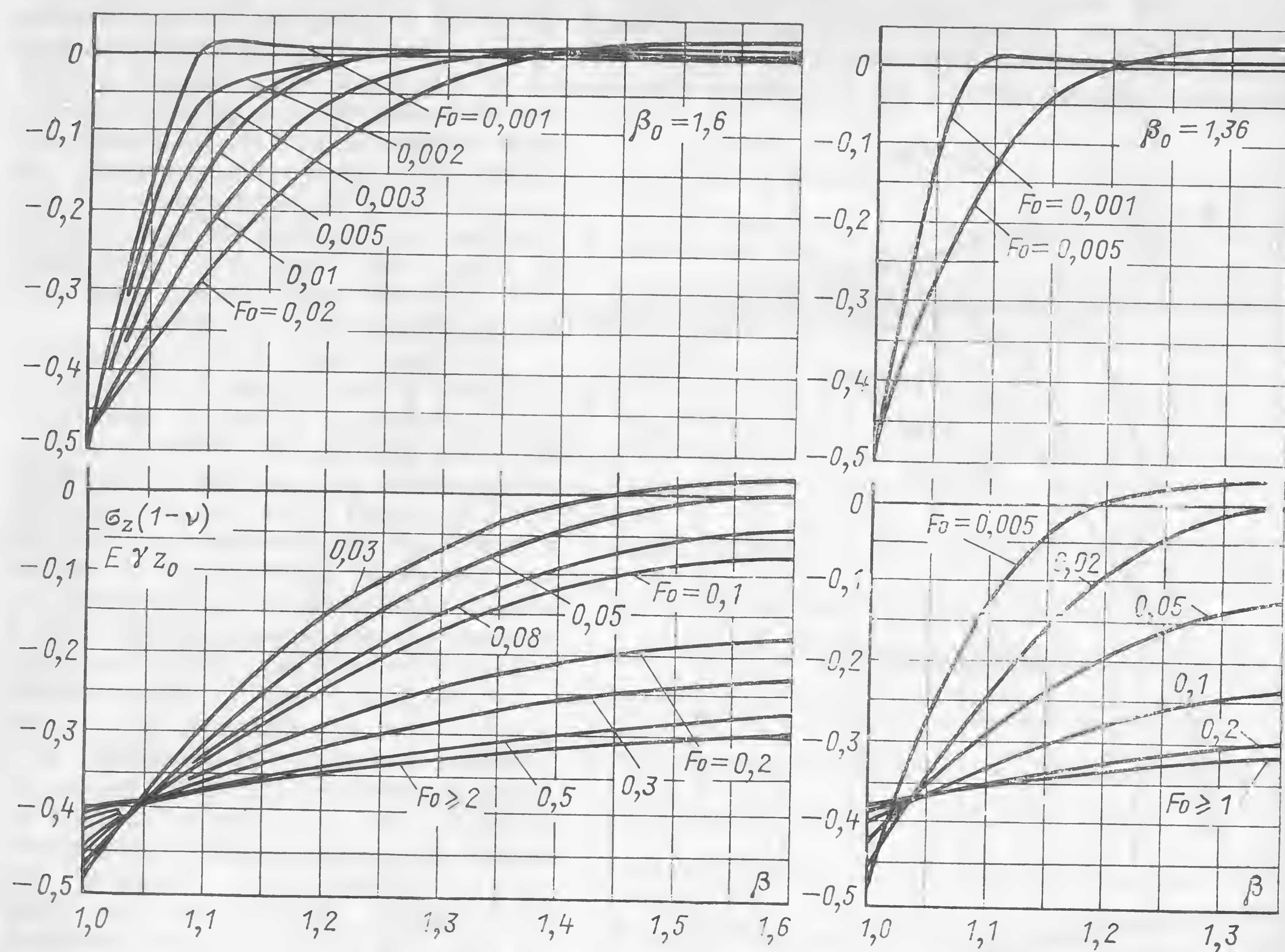


Рис. 1-35. Распределение по толщине стенки на горячей стороне трубы безразмерного аксиального напряжения, обусловленного неравномерным по окружности нагревом, для различных значений Fo.

Обозначения те же, что и на рис. 1-29.

стоем конденсата перед вертикальной петлей. Тензометры были **установлены** в сечении *3-3*, где температурная неравномерность по окружности наибольшая.

На рис. 1-43 показано изменение во времени температур, давления **и напряжений** в сечении *3-3* паропровода в том же опыте.

Скорость прогрева ω в среднем составляла около 1°С/мин, но в **отдельные** периоды времени возрастала до 3°С/мин.

График $t_{в.ст}$ показывает температуру у наружной поверхности стенки паропровода на верхней образующей, график $\Delta t_{в-н.ст}$ — разность температур стенки паропровода между верхней и нижней образующими, *p* — давление в паропроводе. На остальных графиках показаны напряжения, определенные с помощью восьми установленных в сечении тензометров. Индексом *«а»* обозначены аксиальные, а *«т»* — тангенциальные тензометры. На **горячей** стороне *В* (на верхней образующей) трубы установлены тензометры *«т1»* и *«а2»*, на холодной стороне *Н* соответственно *«т5»* и *«а6»*. Кружками на рис. 1-43 показаны напряжения, определенные с помощью тензо-

метров. Для сопоставления здесь же приведены данные расчетных напряжений: σ_p — от внутреннего давления, подсчитанные по формулам Ляме — Гадолина; σ_{pk} — от внутреннего давления и от самокомпенсации температурных удлинений; $\sigma_{pk\omega}$ — от внутреннего давления, самокомпенсации и «скоростные» — от радиальной разности температур, зависящей от скорости прогрева; $\sigma_{p\omega}$ — от внутреннего давления и «скоростные». Напряжения от самокомпенсации температурных удлинений определялись с помощью приближенного метода «упругого центра» без учета весовых нагрузок

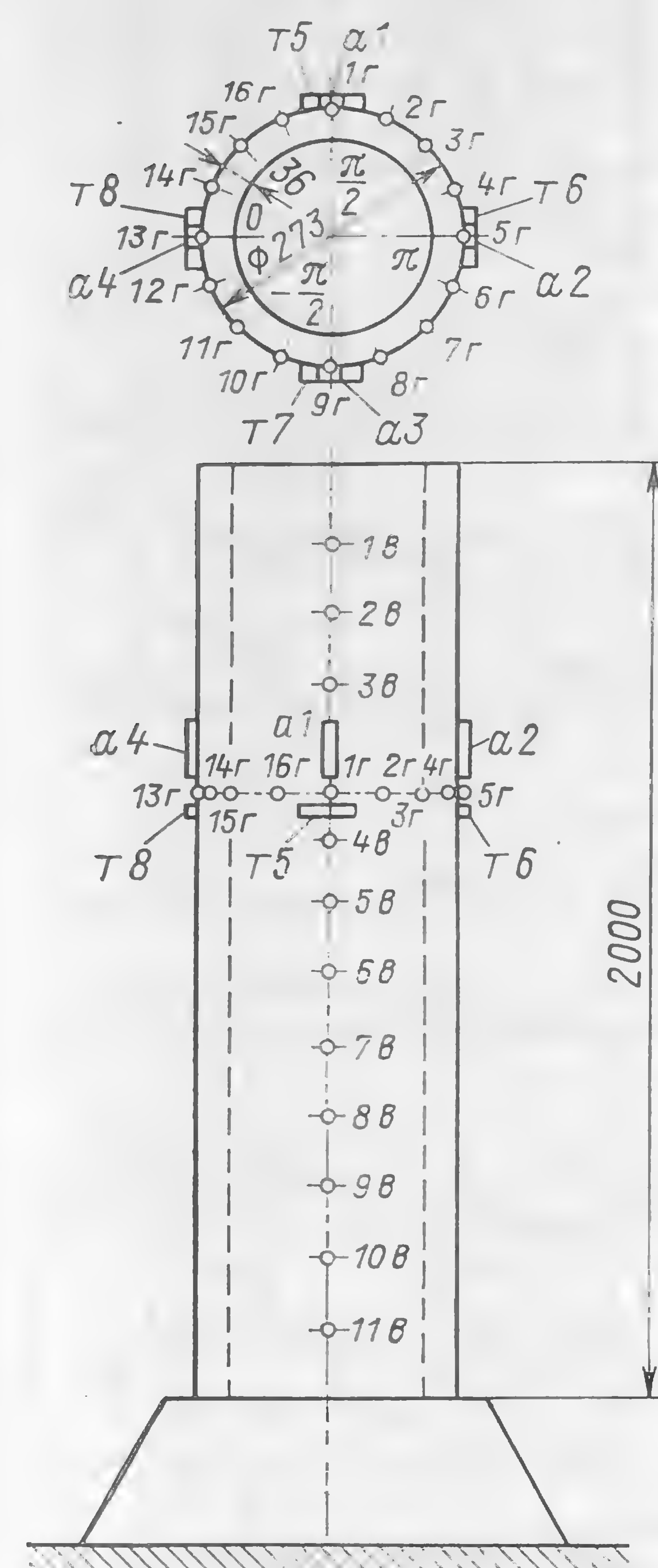


Рис. 1-36. Расположение термопар и тензометров на трубе стенда.

1г, 2г, 3г ... — термопары, расположенные по окружности трубы; *1в, 2в, 3в* ... — термопары, расположенные по высоте трубы; *а1, а2, а3* ... — аксиальные тензометры; *т5, т6, т7* ... — тангенциальные тензометры.

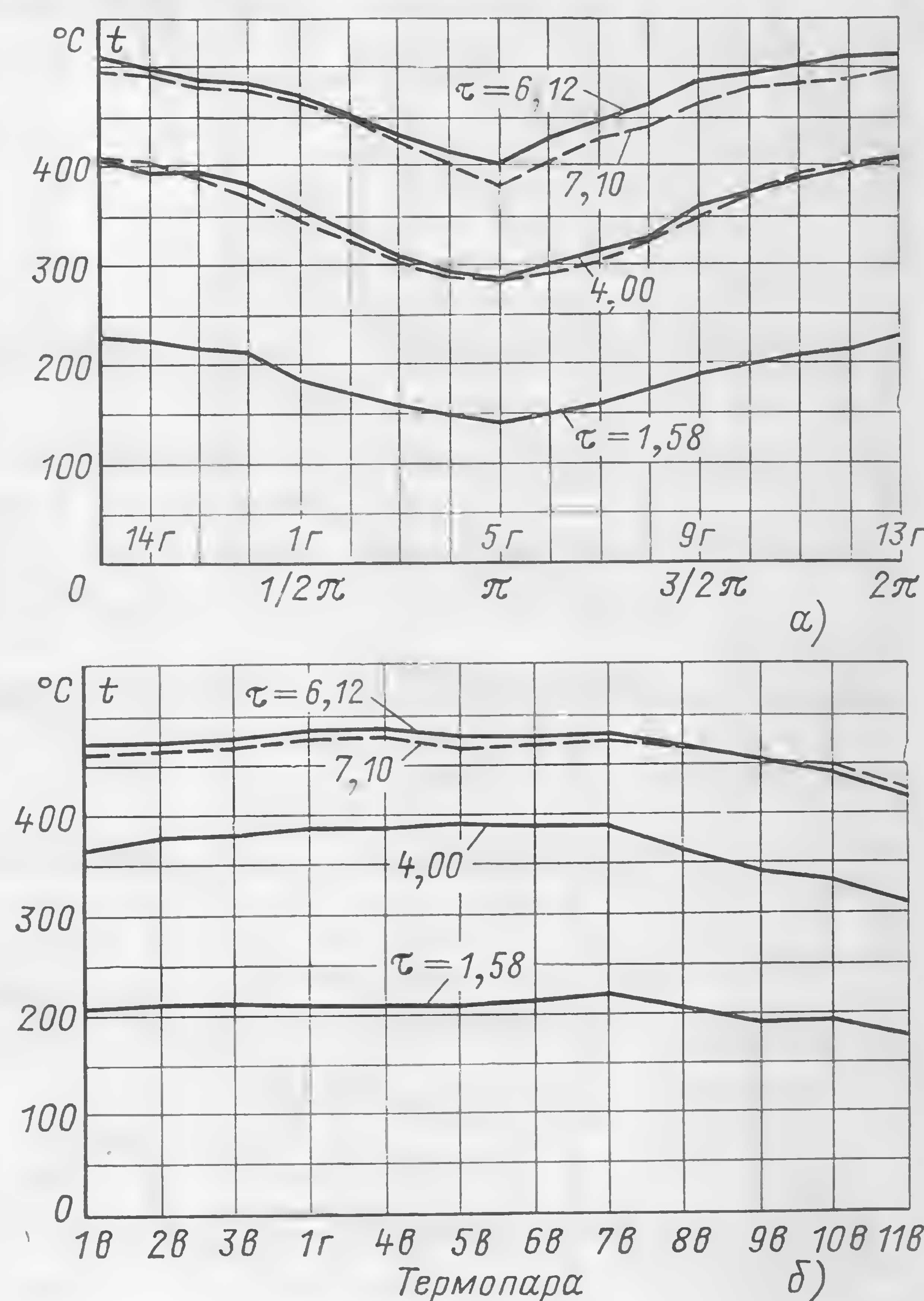


Рис. 1-37. Вид температурных графиков для одного из опытов на стенде (рис. 1-38,*в*) в различные моменты времени τ.

а — распределение температур по окружности трубы стенда; *б* — то же по высоте; сочетаниями цифр и букв обозначены термопары, расположение которых дано на рис. 1-36.

и податливости пружинных опор. «Скоростная» составляющая напряжений определялась по методу Южного отделения ОРГРЭС [1-5] в предположении квазистационарного режима прогрева с постоянной скоростью. Поскольку тангенциальное напряжение не имеет компенсационной составляющей, для него дана сумма $\sigma_{p\omega}$.

Тензометрия дает сумму всех составляющих напряжений, в том числе и тех, которые не **могут** быть найдены расчетным путем. В данном случае (рис. 1-43) одной из существенных не определявшихся расчетом составляющих было напряжение от температурной неравномерности по окружности трубы.

Приняв приближенно в опыте на рис. 1-43 за напряжение от температурной неравномерности по окружности трубы отклонение экспериментальных точек от суммарного расчетного напряжения $\sigma_{pk\omega}$ (или $\sigma_{p\omega}$), сопоставим полученное значение с расчетом по формулам (1-60), (1-61) или с графиками (рис. 1-29, 1-30). Результаты сопоставления даны на рис. 1-44. Здесь в виде графиков показано распределение по окружности трубы расчетных напряжений σ_z и σ_t, а кружками нанесены точки, соответствующие экспериментально найденным напряжениям за вычетом $\sigma_{pk\omega}$ (или $\sigma_{p\omega}$).

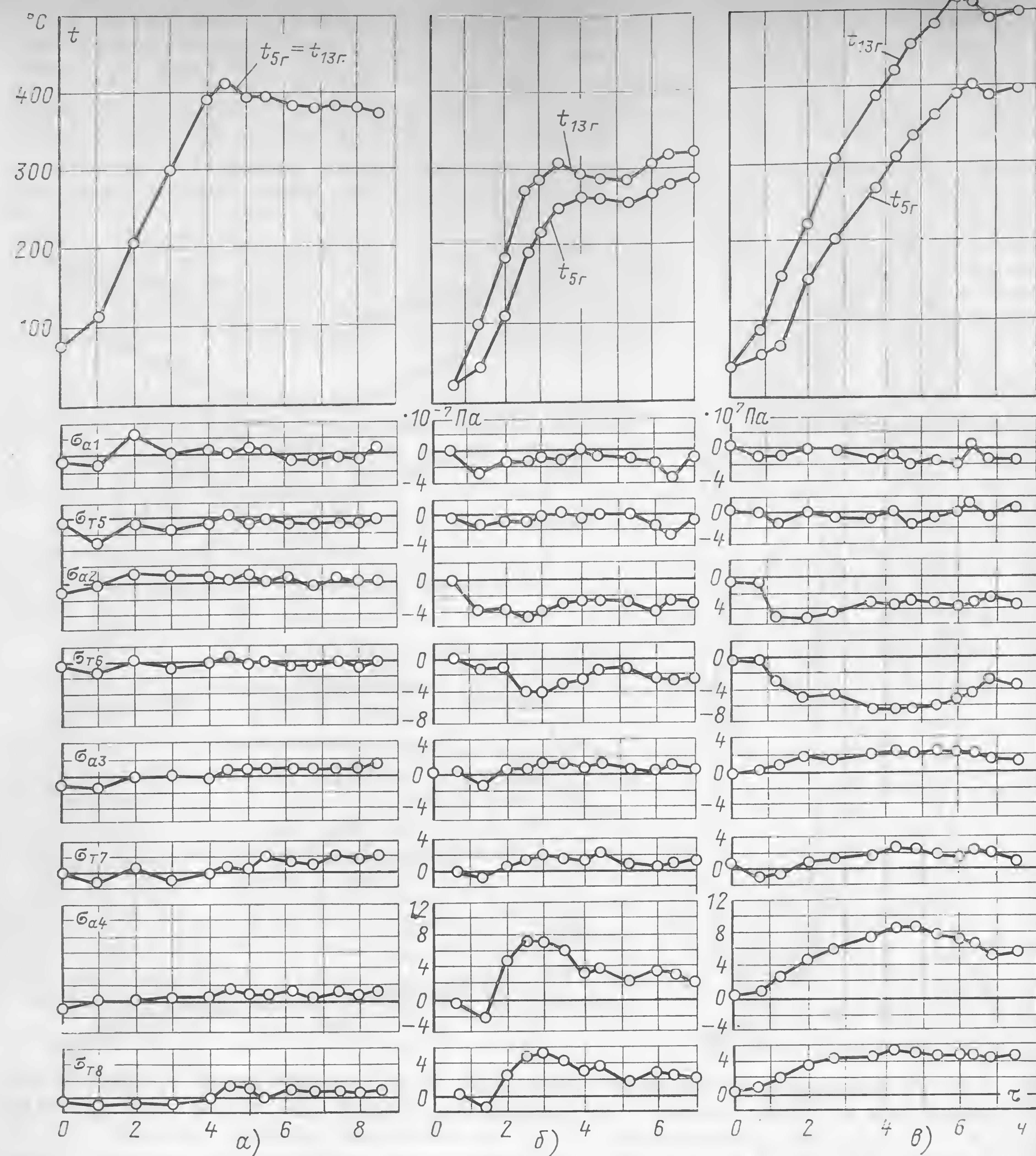


Рис. 1-38. Некоторые результаты стендовых испытаний паропроводной трубы диаметром 273×36 мм из стали 12ХМФ при $\beta_0=1{,}36$ для неравномерного по окружности прогрева.

13г и *5г* — термопары на горячей и холодной сторонах трубы; *а1, а2* ... — аксиальные тензометры; *т5, т6* ... — тангенциальные тензометры; расположение термопар и тензометров см. на рис. 1-36; *а—в* — обозначение опытов (см. табл. 1-1).

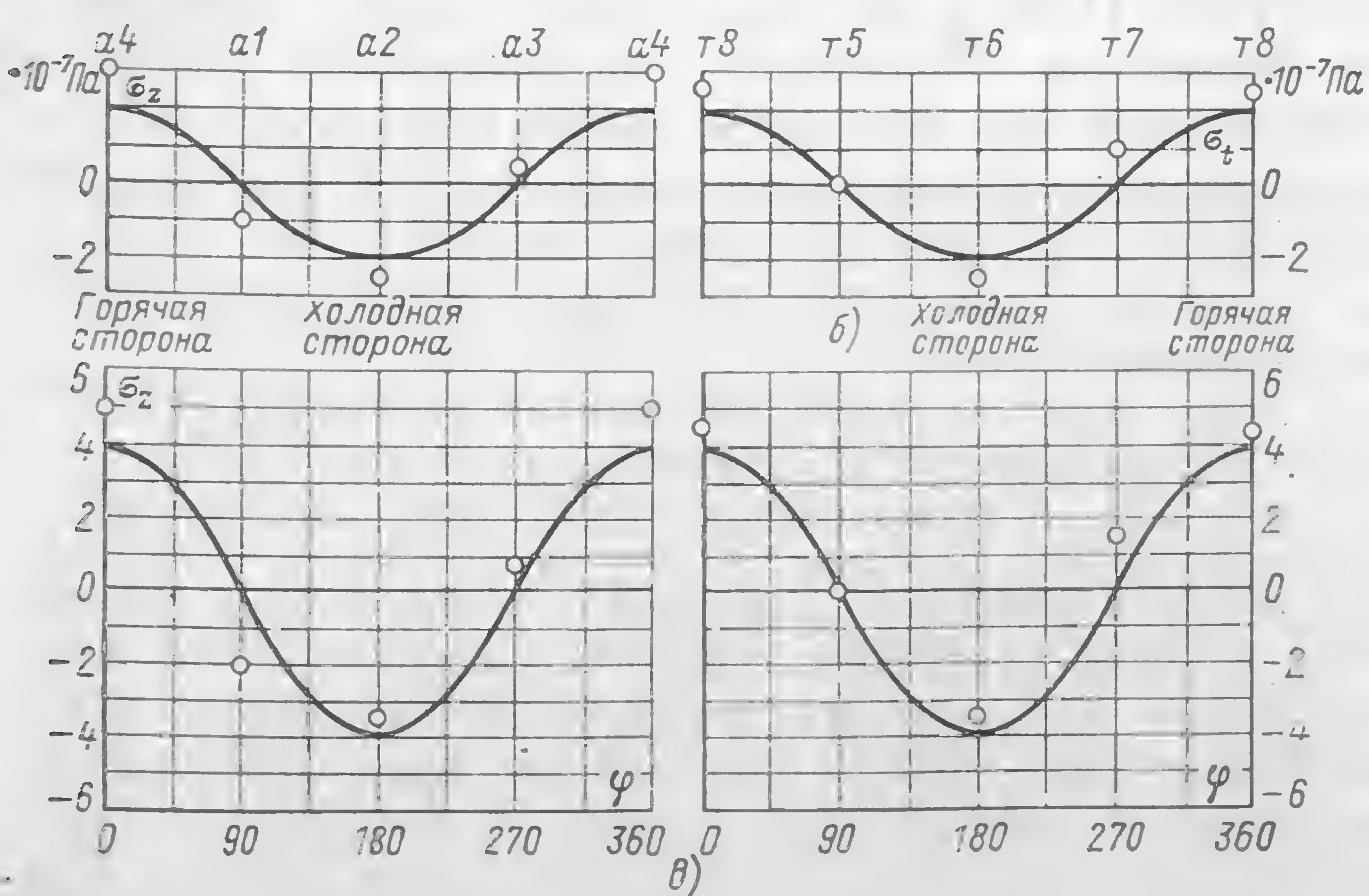


Рис. 1-39. Сопоставление расчетных и измеренных на стенде напряжений от температурной неравномерности по окружности трубы диаметром 273×36 мм.

а1, а2 ... — аксиальные тензометры; *т5, т6* ... — тангенциальные тензометры (см. рис. 1-36); *б, в* — обозначение опытов (см. рис. 1-38 и табл. 1-1).

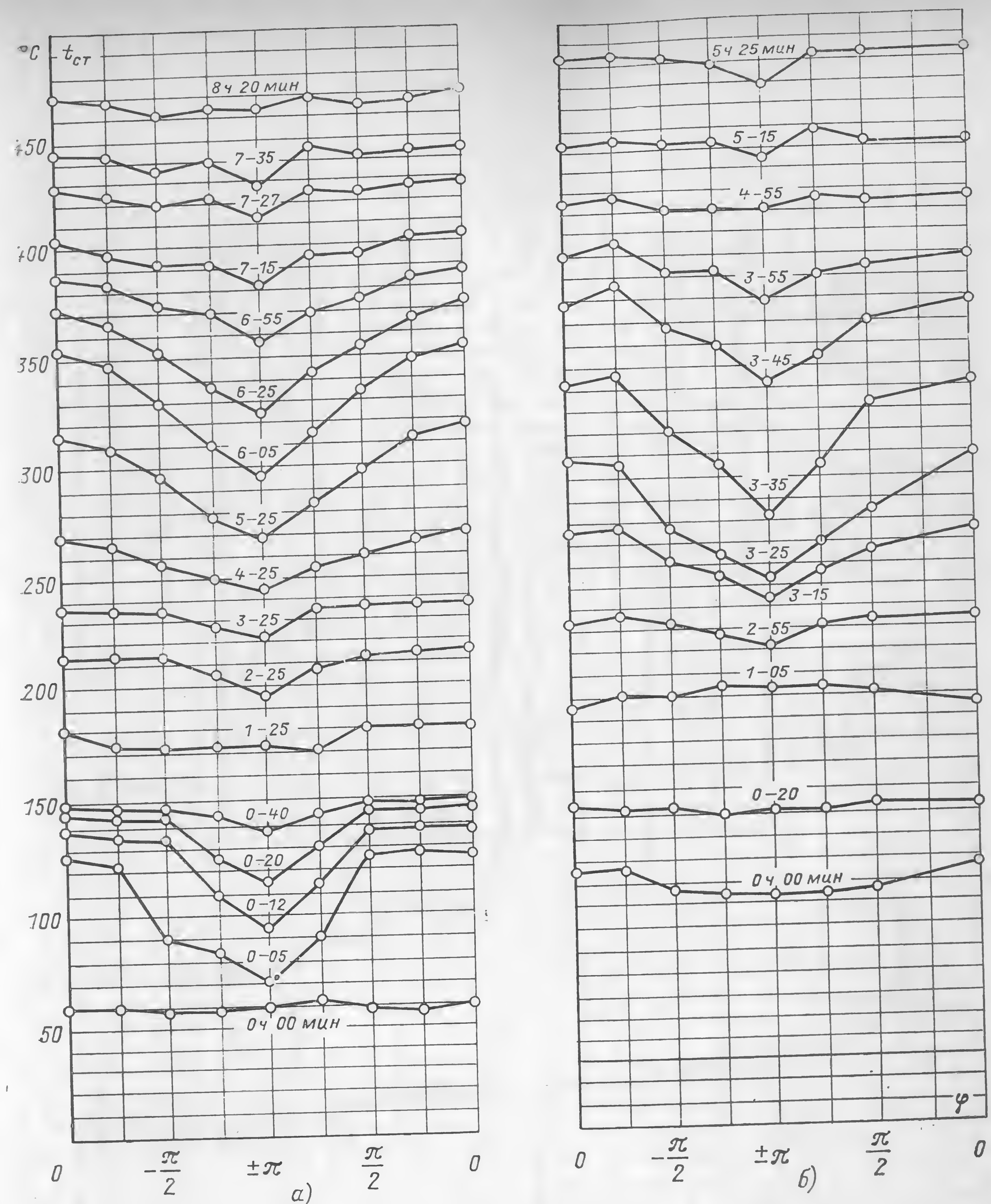


Рис. 1-40. Температурная неравномерность по окружности паропроводных труб при прогреве.

а — главный паропровод котла типа ТП-80 диаметром 273×36 мм, начальная температура металла 60°С; *б* — главный паропровод котла типа ТГМ-96 диаметром 325×43 мм, начальная температура металла 105°С; цифрами обозначено время от начала прогрева.

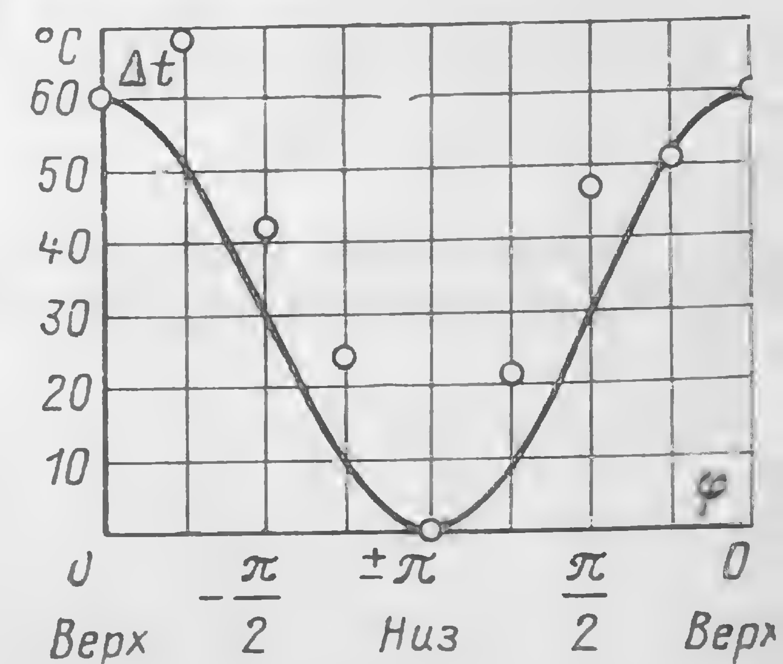


Рис. 1-41. Распределение температур по окружности паропроводной трубы для опыта, изображенного на рис. 1-40,*б*, в сопоставлении с косинусоидой, для момента времени τ=3 ч 45 мин.

Δ*t* — разность температур стенки между текущей точкой и низом трубы; результаты измерений с помощью потенциометра обозначены кружками.

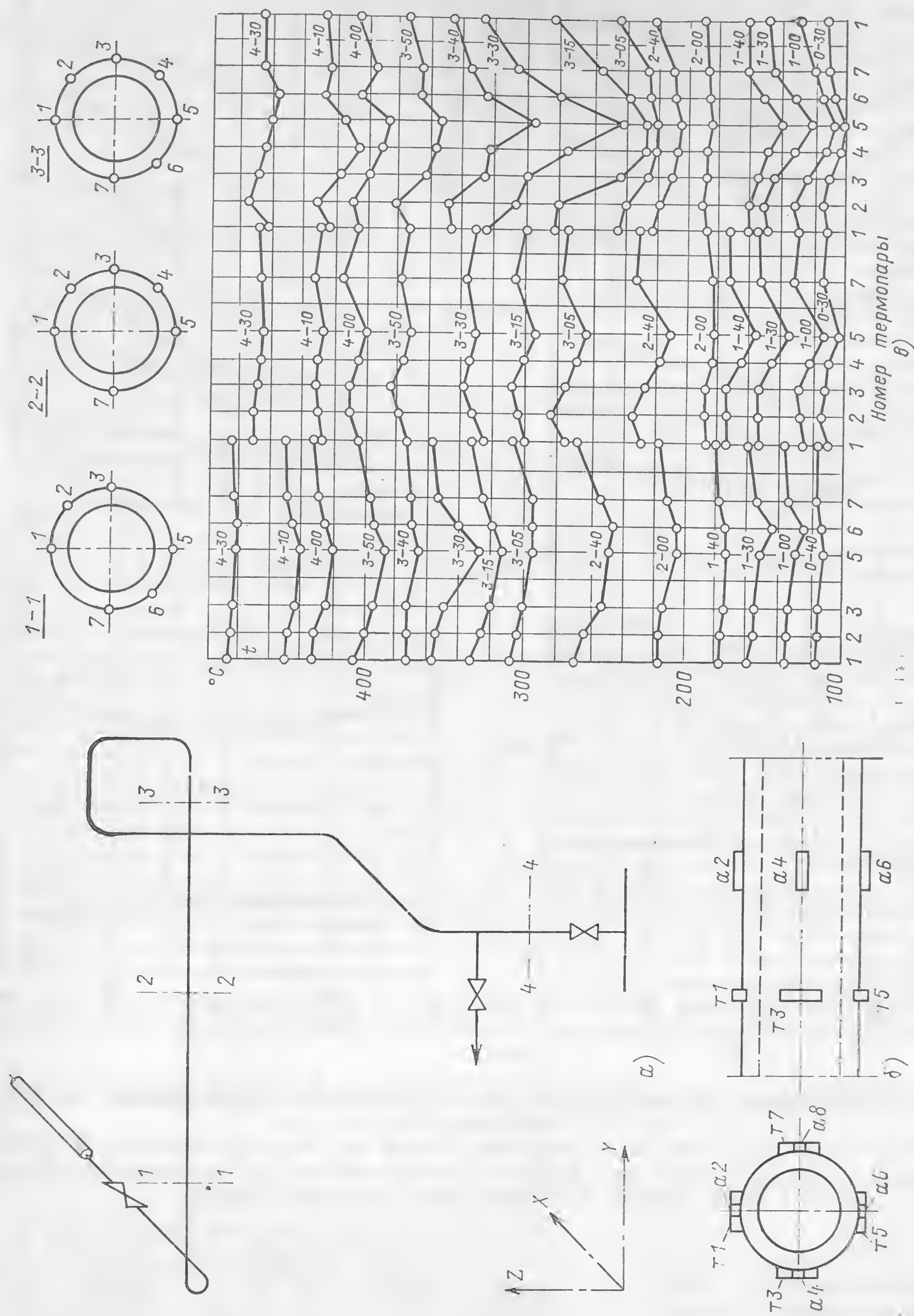


Рис. 1-42. Распределение температур по окружности у наружной поверхности стенки паропровода котла типа ТГМ-96 ТЭЦ № 21 Мосэнерго диаметром 325×43 мм при прогреве для трех сечений горизонтального участка.

а — расположение сечений *1-1*, *2-2*, *3-3* и *4-4* на трассе паропровода; *б* — расположение тензометров в сечении *3-3*; *в* — графики распределения температур в сечениях *1-1*, *2-2* и *3-3* по окружности паропровода; расположение термопар в сечениях указано над графиками; цифры у кривых — время от начала прогрева.

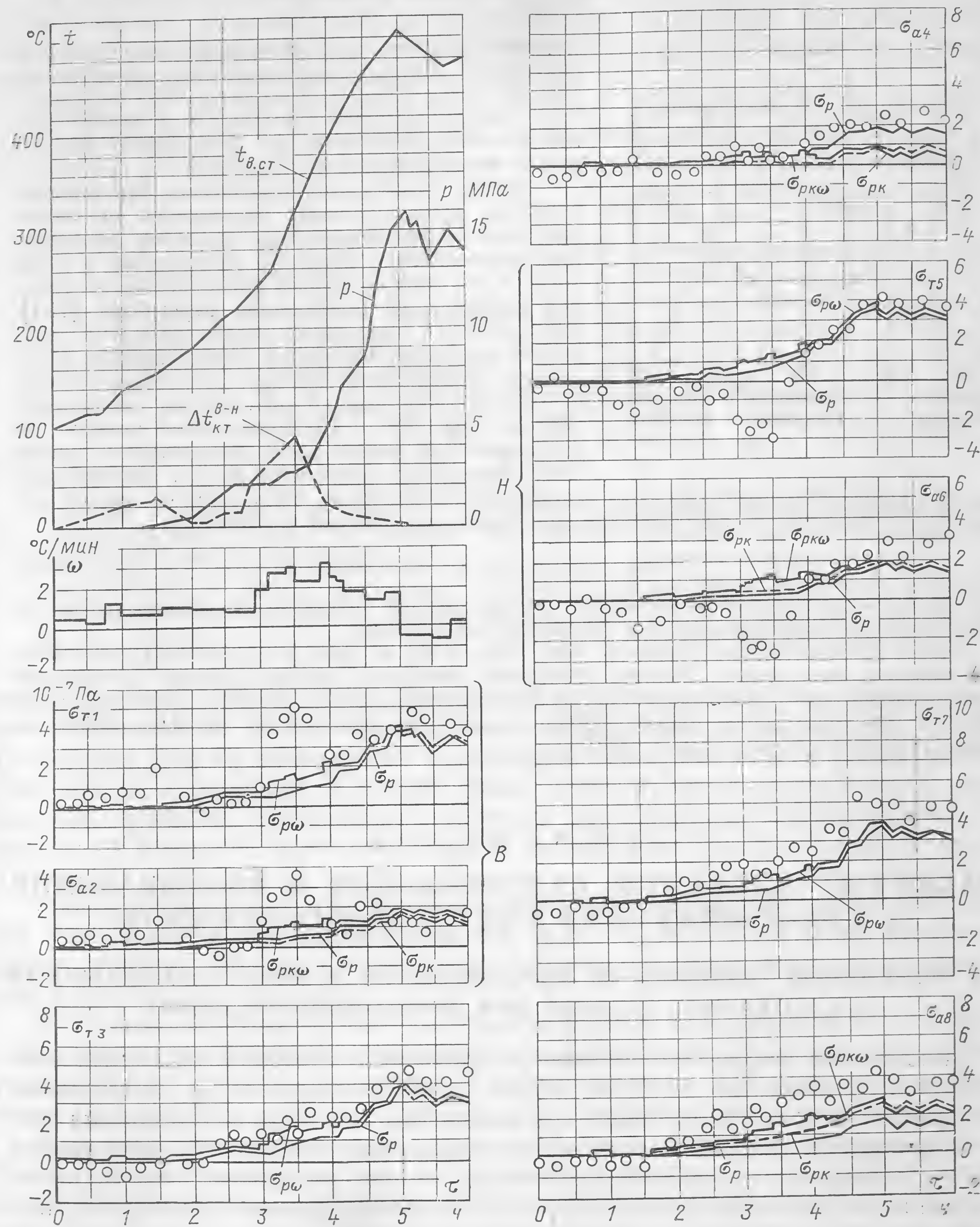


Рис. 1-43. Напряжения в сечении *3-3* горизонтального участка паропровода котла ТГМ-96 из стали 12Х1МФ диаметром 325×43 мм в опыте, представленном на рис. 1-42.

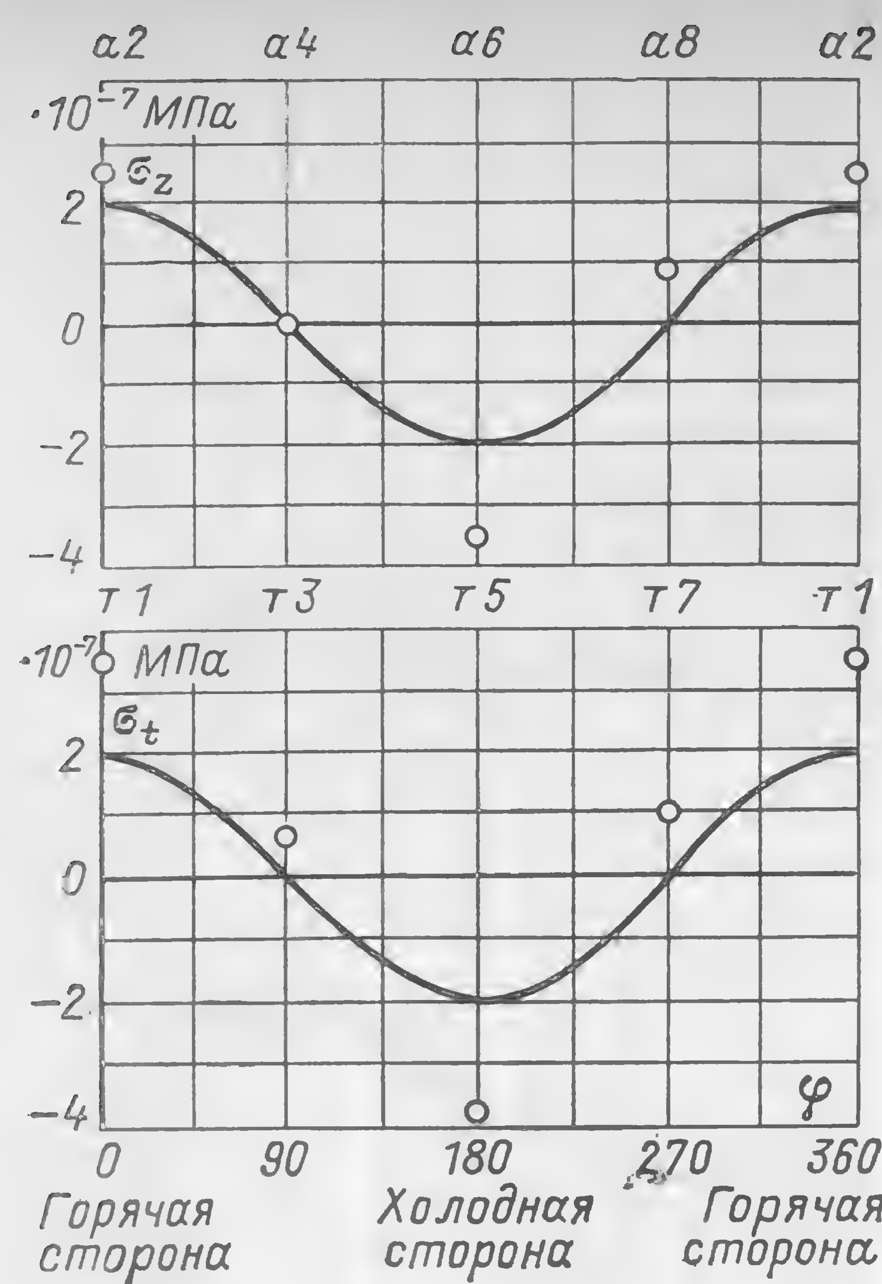


Рис. 1-44. Сопоставление расчетной (кривые) и полученной путем тензометрии (отмечено кружками) составляющей напряжений от температурной неравномерности по окружности трубы для опыта, изображенного на рис. 1-42, 1-43 для момента времени τ=3 ч 30 мин.

В целом получена удовлетворительная сходимость расчетов с данными экспериментов. Имеющийся разброс точек следует отнести за счет погрешностей горячей натурной тензометрии и неучета дополнительных факторов при определении расчетных и экспериментальных значений.

Оценка циклической прочности паропровода с учетом дополнительных напряжений от температурной неравномерности в окружном направлении производилась методами, описанными в [1-16, 1-17] и по эквивалентному напряжению из условия недопущения циклических перегрузок [П-1]. На базе этого ниже даны рекомендации по допустимой разности температур между горячей и холодной образующими трубы.

Циклы напряжений аналогичны изображенным на рис. 1-19, 1-20. Допустимый размах напряжений при наибольшей температуре в цикле 570°C был принят равным $28\cdot10^7$ Па. Наибольший размах напряжений имеет место на внутренней поверхности стенки трубы, где он по аналогии с формулой (1-39) приближенно может быть оценен по формуле

$$\sigma_{\text{макс.раз}}=\sigma_{\text{к}}+\sigma_{zт.\text{н.о}}+\sigma_{zp}+p, \qquad (1\text{-}63)$$

где $\sigma_{zт.\text{н.о}}$ — аксиальное напряжение на внутренней поверхности стенки трубы от температурной неравномерности в окружном направлении.

Путем использования графиков (рис. 1-29, 1-30) и табл. П-2, П-3 были получены максимально допустимые значения разностей температур между горячей и холодной образующими труб. Для паропроводов на параметры пара 14 МПа, 570°C из стали 12Х1МФ она получилась равной 130°C, а для паропроводов на 24 МПа, 565°C из стали 15Х1М1Ф соответственно 115°C.

ГЛАВА ВТОРАЯ

ФАСОННЫЕ ЭЛЕМЕНТЫ ПАРОПРОВОДОВ И ВОЗНИКАЮЩИЕ В НИХ НАПРЯЖЕНИЯ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

2-1. ФЛАНЦЕВЫЕ СОЕДИНЕНИЯ ПАРОПРОВОДОВ И РАСЧЕТ НАПРЯЖЕНИЙ В КРЕПЕЖНЫХ ДЕТАЛЯХ ПРИ ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

Фланцевые соединения являются одним из наименее надежных элементов паропроводов. Если в других узлах паропроводов напряжения возникают, как правило, лишь при появлении внутреннего давления или температурной неравномерности, то фланцевые соединения напряжены уже в исходном нерабочем состоянии, а при появлении внутреннего давления и разностей температур с исходными напряжениями холодной затяжки суммируются дополнительные напряжения.

На новейших энергетических установках количество фланцевых соединений сведено к минимуму и, где это возможно, фланцевые соединения заменены сварными, а фланцевая арматура — на бесфланцевую. Однако ранее фланцевые соединения были широко распространены в конструкциях паропроводов и их много в эксплуатации. Поэтому вопросы их расчета и исследования условий эксплуатации не потеряли актуальности. Об этом же свидетельствует ряд аварий, имевших место

на энергетических установках. Разрывы крепежных деталей (шпилек) у фланцевых соединений паропроводов, приводящие к их раскрытию, по разрушительной силе и опасности для персонала равносильны разрывам паропроводов.

В МЭИ на протяжении последних 10—15 лет был выполнен ряд исследований условий работы фланцевых соединений паропроводов, позволивших уточнить методику расчета действующих в них напряжений и проверить ее экспериментальным путем.

Известно, что во фланцевых соединениях паропроводов при их прогреве появляются дополнительные напряжения, обусловленные возникающими разностями температур между фланцами и стягивающими их

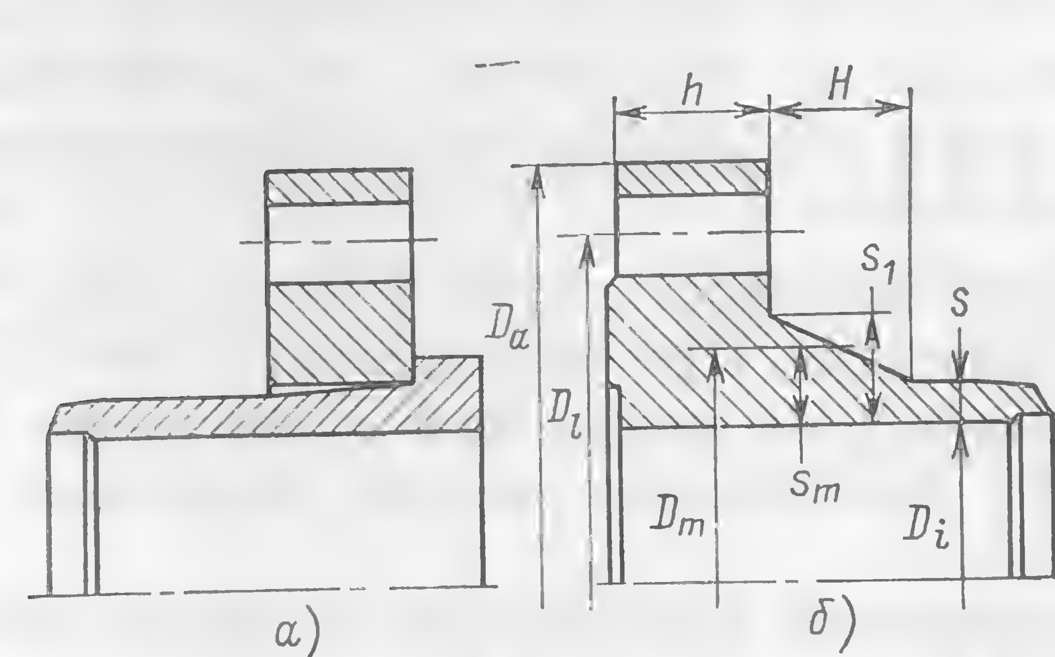


Рис. 2-1. Конструкции фланцев.

а — свободный фланец с буртом; *б* — жесткий приварной воротниковый фланец.

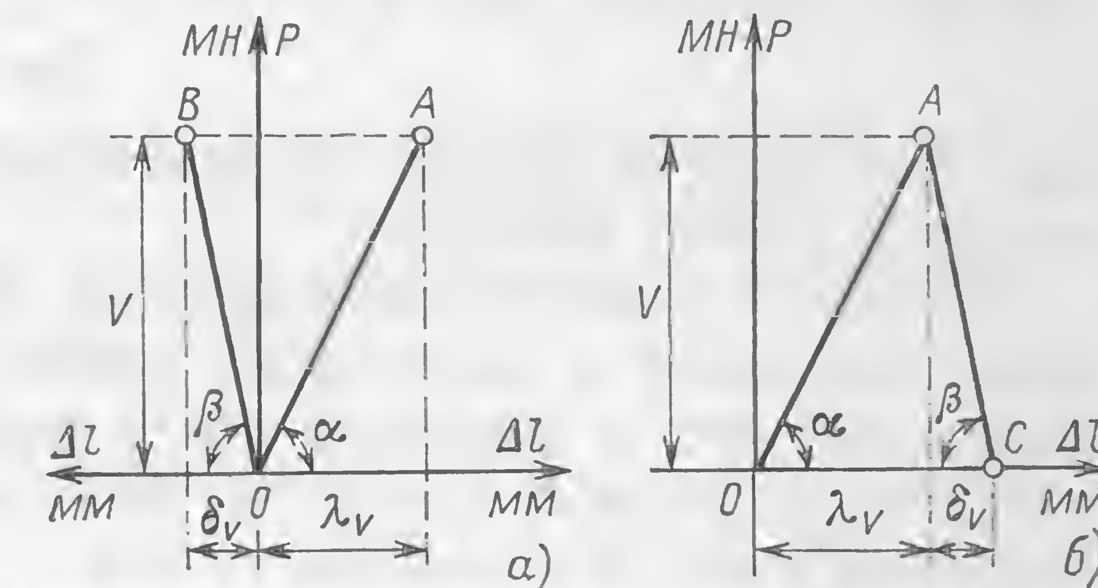


Рис. 2-2. Диаграммы усилий и деформаций при холодной затяжке фланцевого соединения паропровода.

а — раздельные диаграммы деформаций сжимающих и сжимаемых частей; *б* — совмещенная диаграмма; *OA* — линия деформации сжимающих частей; *OB* (*AC*) — то же сжимаемых.

шпильками [2-1, 2-2]. Была разработана теория расчета соответствующих напряжений [2-3, 2-4], которая, однако, нуждалась в уточнении. Поскольку работа фланцевых соединений паропроводов в переходных режимах в литературе получила пока недостаточное освещение, а некоторые вопросы трактовались неточно, целесообразно кратко остановиться на методике расчета усилий и напряжений, возникающих в этих узлах.

Следует различать две группы фланцевых соединений: со свободными (рис. 2-1,*а*) и жесткими фланцами (рис. 2-1,*б*). В СССР на среднем и на высоком давлении применяют главным образом жесткие приварные воротниковые фланцы.

Все элементы фланцевого соединения условно подразделяют на сжимающие и сжимаемые. К сжимающим относят шпильки и гайки, их нарезку, шайбы, фланцы и сжатые шайбами участки фланцев, к сжимаемым — прокладки и сжатые прокладками участки объемов фланцев.

Допустим, что напряженное состояние не выходит за пределы упругости. При затяжке гаек во всех частях фланцевого соединения возникает напряженное состояние, называемое начальным затягом. Действие начального затяга иллюстрируется диаграммой усилий (рис. 2-2,*а*). В правой части диаграммы представлены усилие V и абсолютная деформация λ_V сжимающих частей фланцевого соединения, а в левой — то же усилие V и деформация δ_V сжимаемых частей при начальном затяге. Общая деформация равна $\lambda_V+\delta_V$. Ради удобства дальнейшего анализа эту диаграмму усилий и деформаций целесообразно изобразить, как показано на рис. 2-2,*б*. Жесткости сжимающих C_s и сжимаемых C_d частей фланцевого соединения характеризуются тангенсами

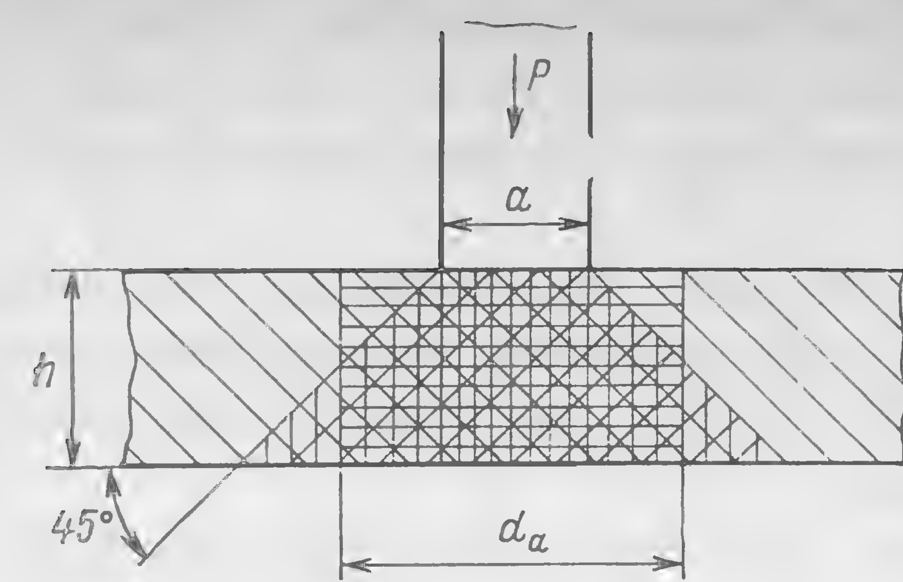


Рис. 2-3. Конус влияния при сжатии пластины давлением, распределенным не по всей опорной круговой поверхности.

углов наклона линий OA и AC. Жесткость C_s и C_d комплексов определяется суммированием обратных величин (податливостей) элементов. Жесткость элементов цилиндрического или иного постоянного по длине поперечного сечения, равномерно растянутых или равномерно сжатых как по площади поперечного сечения, так и по длине, может быть подсчитана по формуле

$$C = Ef/l, \tag{2-1}$$

где E — модуль упругости материала; f и l — площадь поперечного сечения и длина элемента.

По этой формуле может быть найдена жесткость тела шпилек, подкладных шайб и некоторых других элементов. При определении жесткости шпилек в формулу (2-1) подставляют их расчетную длину, принимаемую равной $l_р = H + 2/3h$, где H — расстояние между опорными торцами гаек; h — высота гайки.

Для цилиндрических элементов фланцевого соединения, на которые воздействие от соседних элементов осуществляется не по всей площади их сечения, расчет жесткости производится в предположении, что действие давления в теле распространяется по так называемому конусу влияния, образующие которого наклонены под углом 45° к направлению действия давления (рис. 2-3). В упругой деформации смятия участвует только материал внутри конуса. Расчет упругого действия подобного конуса влияния представляет собой довольно сложную задачу. Этот конус влияния с достаточной точностью можно заменить цилиндром с диаметром

$$d_a = a + h, \tag{2-2}$$

жесткость которого

$$C_k = \frac{E\,(a+h)^2}{1{,}275h}, \tag{2-3}$$

где a — диаметр детали, оказывающей давление; h — толщина детали, подверженной давлению.

По этой формуле определяют, в частности, жесткость сжатых шайбами или прокладками участков объема фланцев $C_{ф.ш}$ или $C_{ф.п}$. Если воспользоваться выражением (2-3) для приближенной оценки жесткости стальных зубчатых прокладок, получивших в СССР широкое применение, тогда после преобразований можно получить выражение для жесткости зубчатой прокладки

$$C_п = \frac{(d^2_{н.п} - d^2_{в.п})E}{2{,}55\,(s-c)}, \tag{2-4}$$

где $d_{в.п}$, $d_{н.п}$ — внутренний и наружный диаметры прокладки; s, c — толщина прокладки по вершинам и по впадинам зубцов.

При определении жесткости резьбы шпилек и гаек могут быть использованы следующие соображения. Наиболее нагруженными являются первые два витка резьбы, а первые четыре витка воспринимают почти всю нагрузку. Жесткость резьбы можно определить по формуле

$$C_р = n\frac{E}{B}, \tag{2-5}$$

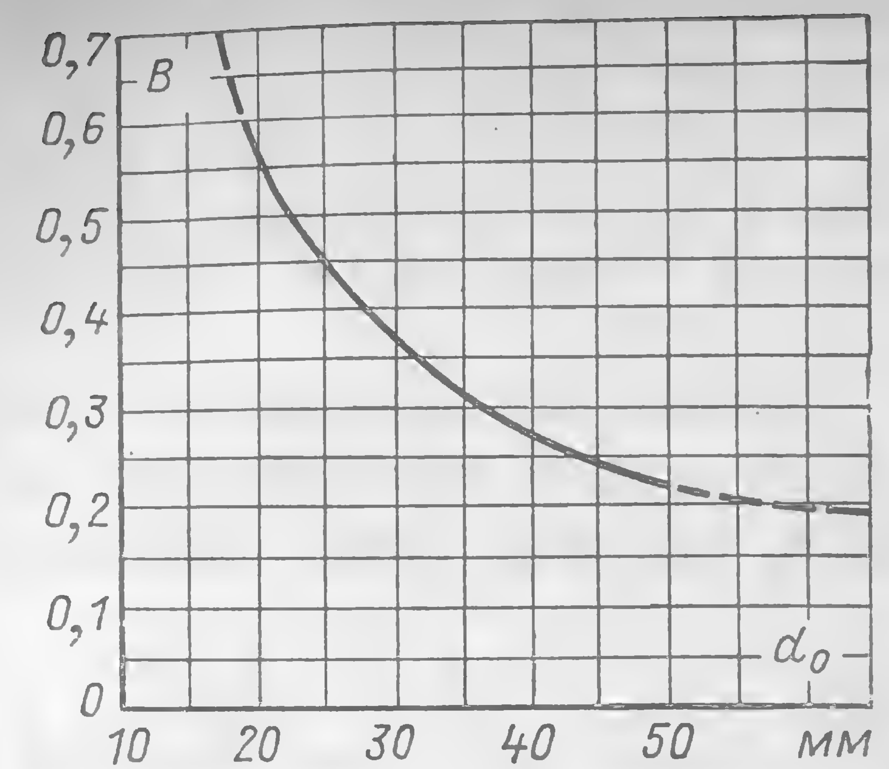


Рис. 2-4. Коэффициент неравномерности нагружения B в формуле (2-5) для расчета жесткости резьбы в зависимости от ее номинального диаметра d_0.

где n — количество шпилек у фланцевого соединения; B — коэффициент неравномерности нагружения, который можно определить по рис. 2-4.

При определении жесткости фланцев учитывается их изгиб. Трудность расчетного определения жесткости фланца заключается в расчетной интерпретации напряженного состояния. На основании теории изгиба бесконечной трубы, разработанной С. П. Тимошенко, для жесткого воротникового фланца можно получить следующую формулу для расчета его жесткости (обозначения размеров фланца даны на рис. 2-1,*б*):

$$C_ф = \frac{2\pi\beta E s^3{}_1 D_i\,(m+n)}{3\,(D_i - D_m)^2}, \tag{2-6}$$

где $D_m = D_i + \frac{1}{2}(s_1 + s)$; $\beta = \frac{1{,}818}{\sqrt{s_m D_m}}$;

$$m = 1 + \frac{\beta h}{2};\quad n = \left(\frac{h}{s_m}\right)^3 \frac{\ln\frac{D_a}{D_i}}{\beta D_m}.$$

Воротник фланца в расчете условно заменен цилиндрическим патрубком с толщиной стенки $s_m = (s_1 + s)/2$. Суммарная жесткость сжимающих частей фланцевого соединения определяется из соотношения

$$\frac{1}{C_s} = \frac{2}{C_ф} + \frac{1}{C_{шп}} + \frac{2}{C_р} + \frac{2}{C_ш} + \frac{2}{C_{ф.ш}}. \tag{2-7}$$

Соответственно суммарная жесткость сжимаемых частей

$$\frac{1}{C_d} = \frac{2}{C_п} + \frac{2}{C_{ф.п}}. \tag{2-8}$$

Для построения диаграммы усилий во фланцевом соединении при холодной затяжке (рис. 2-2,*б*) надо оценить усилие холодной затяжки. В соответствии с имеющимися рекомендациями напряжение холодной затяжки шпилек (рассчитанное по шейкам) должно составлять $\sigma_{ш0} = 25\cdot 10^7$ Па. Отсюда

$$V = z\frac{\pi d^2{}_s}{4}\sigma_{ш0}. \tag{2-9}$$

Следует иметь в виду, что при затяжке шпилек в них кроме растягивающих возникают также напряжения скручивания и вследствие прогиба фланцев — напряжения от изгиба. Растягивающая сила P, обусловленная рабочей нагрузкой от внутреннего давления, вызывает в сжимающих частях фланцевого соединения дополнительную суммарную деформацию λ_z (рис. 2-5,*а*). Деформация сжимаемых частей фланцевого соединения одновременно уменьшается до $\delta_V - \lambda_z$. Нагрузка на шпильки при этом возрастает до $P_g = V + P_z$, а уплотняющая сила, сжимающая прокладку, уменьшается до P_d. Начальный затяг V должен быть выбран таким, чтобы при ожидаемой рабочей нагрузке P оста-

точная часть уплотняющей силы P_d была достаточной для обеспечения плотности соединения. Заметим, что при том же начальном затяге V и при одинаковой P доля приходящегося на шпильки растягивающего усилия после приложения основной нагрузки P_z будет тем меньше, чем меньше жесткость сжимающих частей фланцевого соединения (рис. 2-5,*б*).

Уменьшить жесткость сжимающих частей фланцевого соединения можно путем применения шпилек с шейкой в средней ненарезанной части, высоких гаек, свободных фланцев.

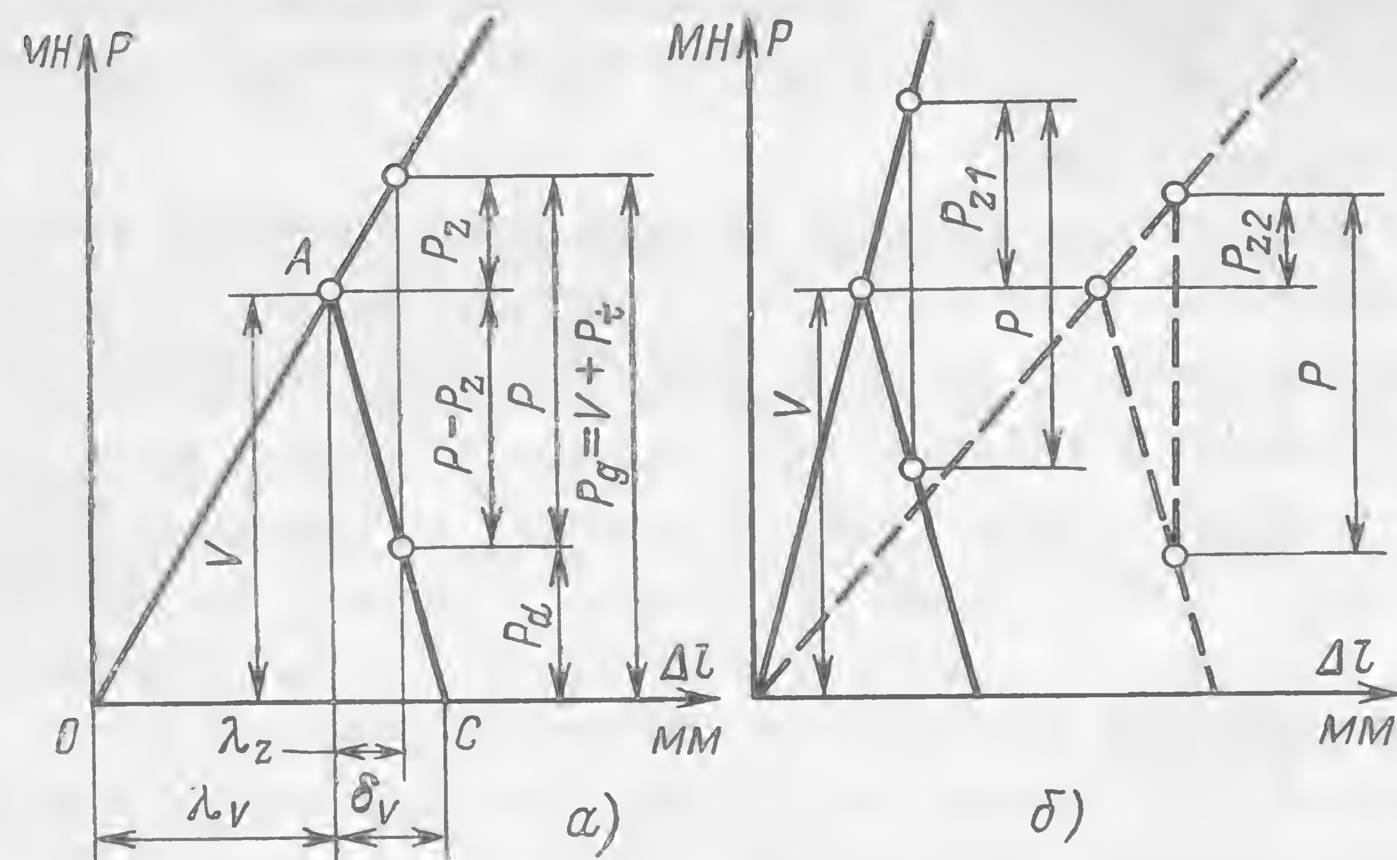


Рис. 2-5. Диаграмма усилий и деформаций во фланцевом соединении после приложения внутреннего давления.

а — полная диаграмма усилий и деформаций; *б* — иллюстрация влияния жесткости сжимающих частей на прирост нагрузки на шпильки; P_{z1} — дополнительная нагрузка на шпильки при повышенной жесткости сжимающих частей; P_{z2} — то же при пониженной жесткости; остальные обозначения те же, что и на рис. 2-2.

Обратное действие оказывает жесткость сжимаемых частей фланцевого соединения. Как видно из рис. 2-6, с увеличением жесткости сжимаемых частей (линия *II*) нагрузка на шпильки P_z уменьшается. С этих позиций выгодно повышать жесткость прокладок. Наибольшая жесткость здесь достигается при применении беспрокладочных соединений с пришабренными уплотняющими поверхностями фланцев. Однако в этом случае приходится применять повышенный первоначальный затяг V фланцевого соединения, так как уже небольшое возрастание

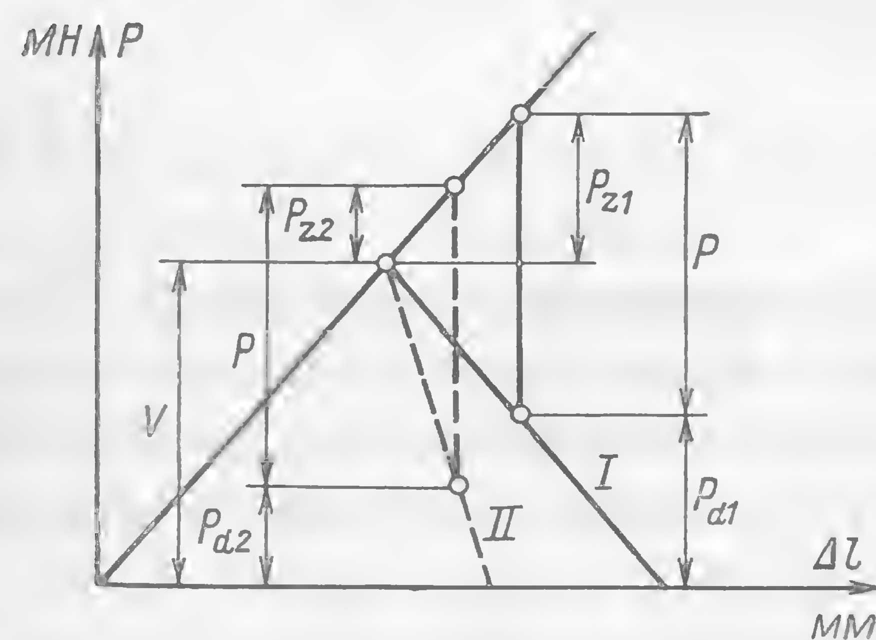


Рис. 2-6. Влияние жесткости сжимаемых частей фланцевого соединения на нагрузку шпилек и на уплотняющее усилие на прокладку.

I — линия деформации сжимаемых частей при их пониженной жесткости: *II* — то же при повышенной жесткости; P_{z1} и P_{d1} — дополнительная нагрузка на шпильки и уплотняющее усилие на прокладку при пониженной жесткости сжимаемых частей; P_{z2} и P_{d2} — то же при повышенной жесткости; остальные обозначения те же, что и на рис. 2-2.

рабочей нагрузки от внутреннего давления P приводит к существенному уменьшению уплотняющего усилия P_d вследствие большей крутизны наклона линии *II*. Повышение жесткости прокладок, кроме того, противоречит требованию теории обтюрации, согласно которой прокладка должна деформироваться и заполнять неровности уплотнительных поверхностей фланцев.

При нагреве фланцевого соединения до рабочей температуры в пусковой период происходит изменение усилий и деформаций в его элементах, обусловленное изменением модулей упругости элементов и появлением во фланцевом соединении разностей температур между элементами. Рассмотрим влияние каждого фактора по отдельности.

Зная распределение температур в элементах фланцевого соединения, можно оценить их модули упругости и далее по приведенным выше формулам подсчитать значения C_{st} и C_{dt} при рабочей температуре.

При рассмотрении влияния только модулей упругости можно принять температурную деформацию фланцевого соединения равной нулю, откуда

$$\left.\begin{aligned} C_{st} &= \frac{V'_t}{\lambda_{Vt}};\\ C_{dt} &= \frac{V'_t}{\delta_{Vt}}. \end{aligned}\right\} \tag{2-10}$$

На основании этого можно получить выражение для определения силы затяжки

$$V'_t = \frac{C_{st}C_{dt}}{C_s C_d}\,\frac{C_s + C_d}{C_{st} + C_{dt}}\,V. \tag{2-11}$$

Положение точки A'_t на диаграмме, кроме V'_t, определяет деформация, мм,

$$\lambda_{Vt} = V'_t / C_{st}. \tag{2-12}$$

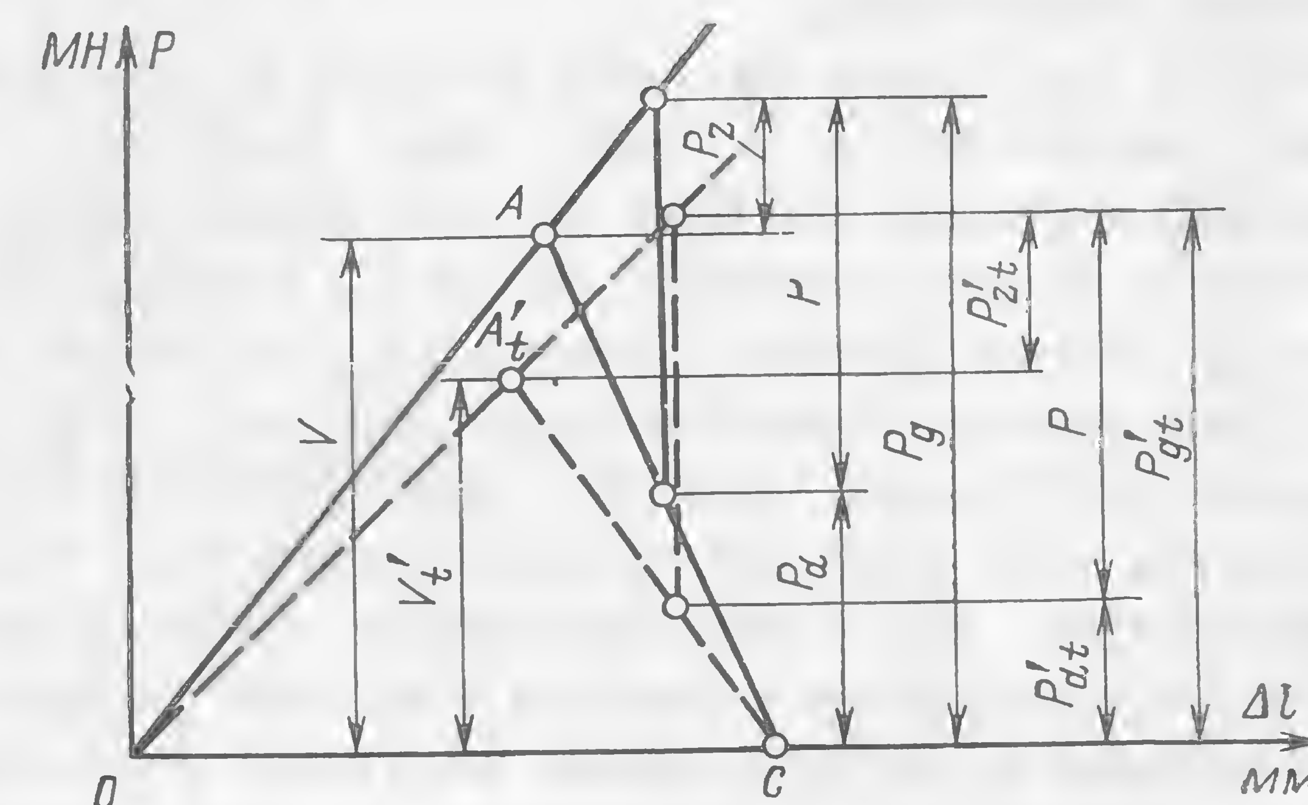


Рис. 2-7. Трансформация диаграммы усилий и деформаций во фланцевом соединении паропровода за счет температурного изменения модулей упругости материалов деталей. OA и OA'_t — линии деформации сжимающих частей в холодном и в горячем состояниях фланцевого соединения; P'_{gt}, P'_{zt} и P'_{dt} — полная и дополнительная нагрузка на шпильки и уплотняющее усилие на прокладку в горячем состоянии при приложении внутреннего давления; остальные обозначения те же, что и на рис. 2-5.

Преобразование диаграммы усилий и деформаций во фланцевом соединении паропровода в результате изменения модуля упругости стали представлено на рис. 2-7.

За счет появляющихся во фланцевом соединении при прогреве разностей температур возникают температурные удлинения его элементов, видоизменяющие диаграмму усилий и деформаций. Обычно крепежные детали (шпильки) имеют более низкую температуру, чем фланцы и прокладки. На базе выполненных в МЭИ измерений температурных полей и анализа деформированного состояния элементов фланцевых соединений для расчета действующих в них усилий с учетом температурной неравномерности может быть рекомендовано определение некоторой эффективной разности температурных удлинений фланцев и шпилек по формуле

$$\Delta l_t = (\alpha_ф t_ф - \alpha_ш t_ш)\, l_а, \tag{2-13}$$

где $l_а$ — расстояние между плоскостями срединных поперечных сечений двух сопряженных фланцев; $t_ф$ — температура внутри фланца на

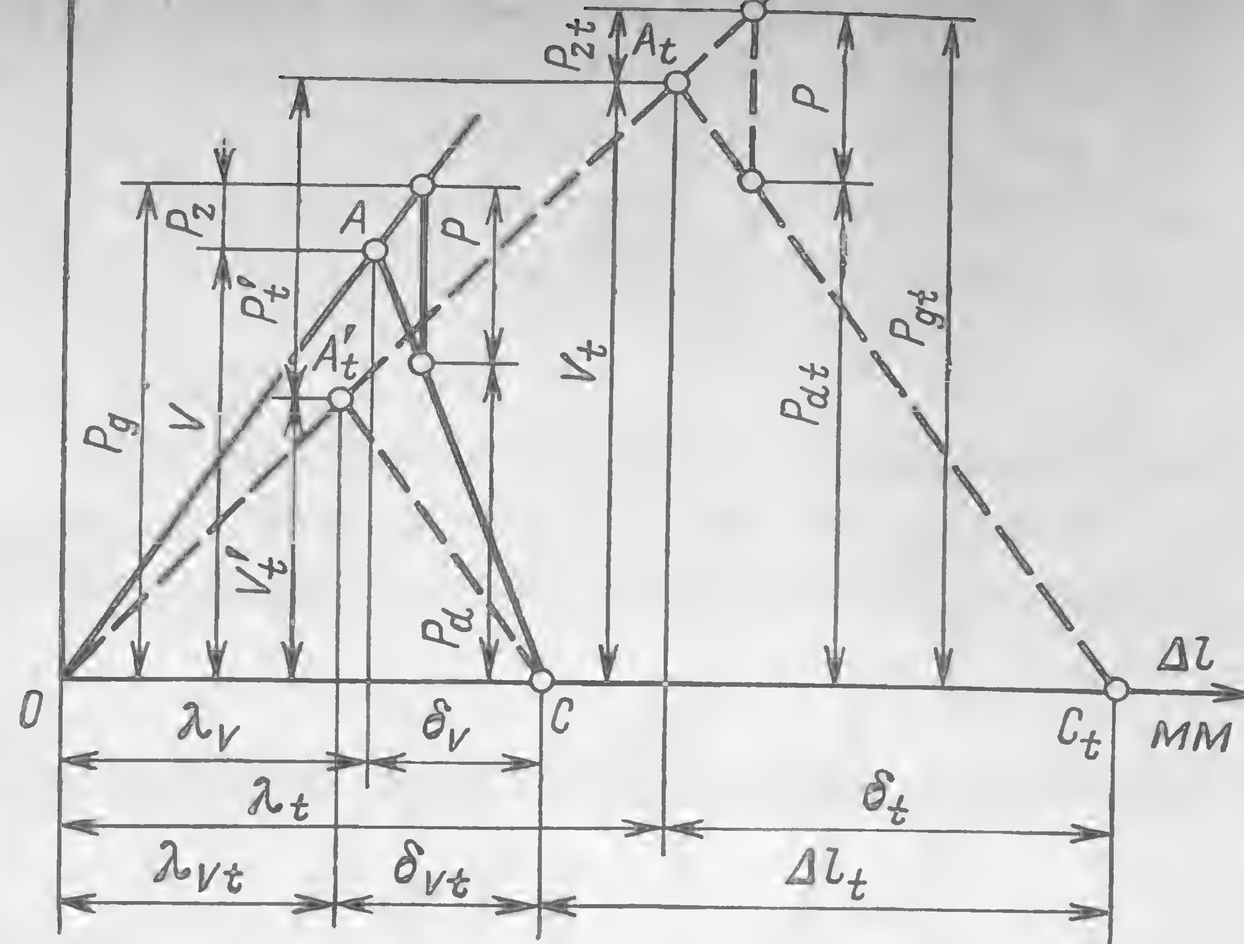


Рис. 2-8. Диаграмма усилий и деформаций во фланцевом соединении паропровода в холодном и горячем состояниях.

глубине средней окружности прокладки; $t_ш$ — средняя температура шпилек, которую приближенно можно принять равной температуре внутри фланца на глубине окружности центров отверстий под шпильки.

При этих же температурах по таблицам или графикам определяются коэффициенты температурного удлинения фланцев $\alpha_ф$ и шпилек $\alpha_ш$. Эффективная разность температурных удлинений фланцев и шпилек используется далее в обычной формуле упругости для расчета дополнительных растягивающих температурных напряжений в шпильках.

Коррекция МЭИ в методике расчета усилий и деформаций во фланцевом соединении заключается в том, что разность температурных удлинений фланцев и шпилек должна быть в равной мере отнесена как к сжимающим, так и к сжимаемым частям фланцевого соединения. Эта методика была неоднократно проверена экспериментально и ее правильность подтверждена измерениями. На рис. 2-8, где приведена откорректированная диаграмма усилий и деформаций во фланцевом соединении паропровода при наличии в нем разностей температур, даны следующие обозначения: A_t — окончательное нагруженное состояние горячего фланцевого соединения с учетом наличия разности температур между его сжимающими и сжимаемыми частями; P'_t — прирост усилия затяжки в горячем фланцевом соединении за счет наличия разности температур между его частями; V_t — усилие затяжки шпилек в горячем состоянии фланцевого соединения с учетом изменения модулей упругости и наличия разностей температур; P_{gt}, P_{zt} и P_{dt} — полная и дополнительная нагрузки на шпильки и уплотняющее усилие на прокладку в горячем состоянии фланцевого соединения после приложения внутреннего давления и с учетом наличия в нем разностей температур; λ_{Vt} и δ_{Vt} — деформация сжимающих и сжимаемых частей фланцевого соединения, изменившаяся за счет изменения модулей упругости деталей при их нагреве; λ_t и δ_t — окончательные деформации сжимающих и сжимаемых частей фланцевого соединения с учетом возникающих разностей температур и температурного изменения модулей упругости; A_tC_t — линия деформации сжимаемых частей прогретого до рабочего состояния фланцевого соединения. Остальные обозначения те же, что на рис. 2-2, 2-5, 2-7.

Рядом исследователей производились измерения температурных разностей между фланцами и шпильками, однако данные этих измерений в большинстве случаев не позволяли достаточно правильно определять температурные напряжения в шпильках, поскольку ими не учитывалось распределение температур во фланцах и шпильках.

Экспериментальное натурное определение усилий и напряжений в шпильках в режимах прогрева, расхолаживания и в горячем рабочем состоянии фланцевого соединения впервые было произведено МЭИ.

Одновременно были измерены температурные поля во фланцах и шпильках, что позволило уточнить методику расчета напряжений и сопоставить ее с данными натурных измерений. Это исследование было выполнено на фланцевом соединении паропровода котла производительностью около 10 т/ч на ТЭЦ МЭИ с параметрами пара $p_{пе}=4{,}2$ МПа и $t_{пе}=450°C$ [2-5]. Паропровод имел диаметр 133×14 мм и был изготовлен из стали 12МХ.

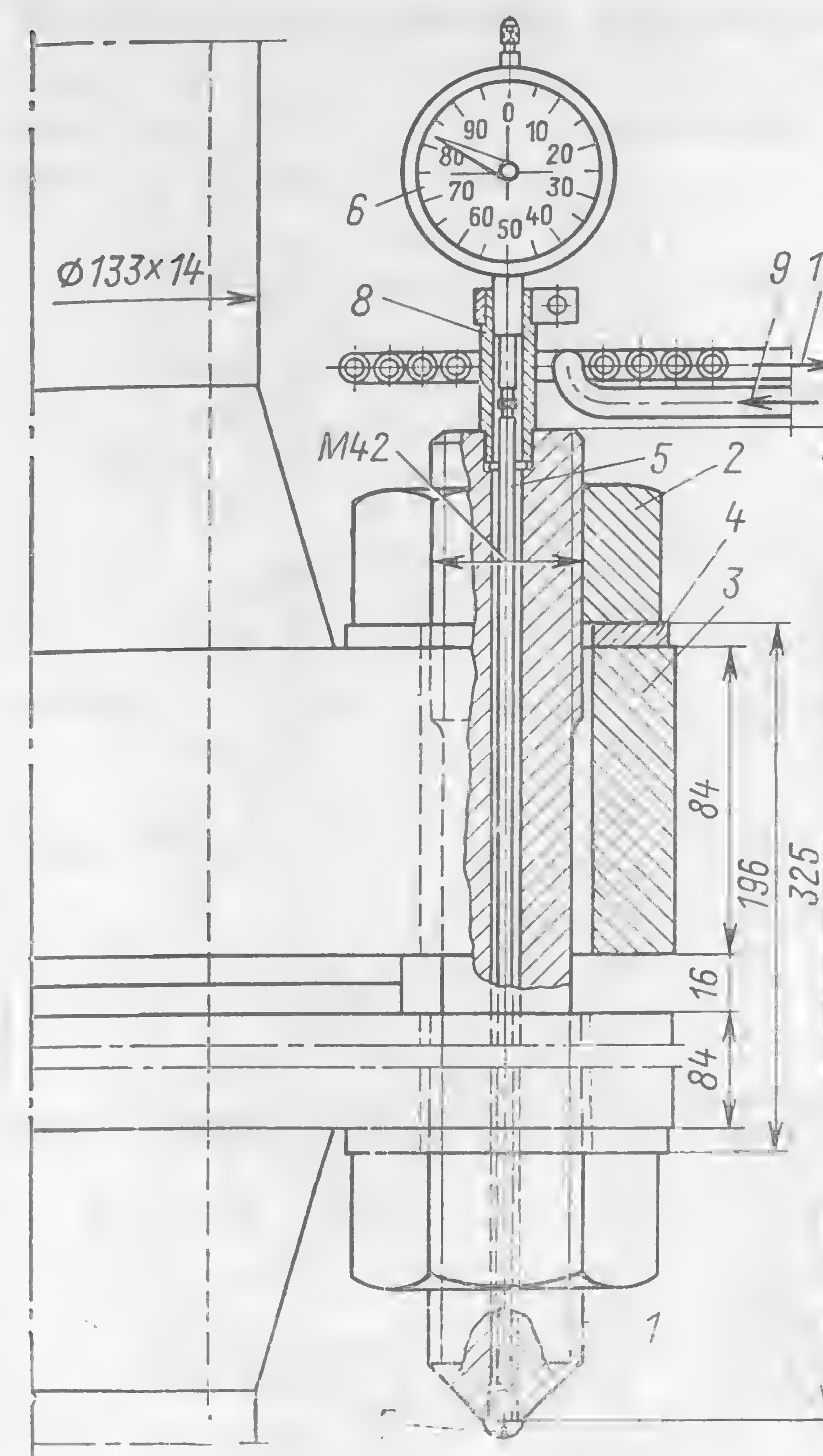


Рис. 2-9. Приспособление для замера деформаций шпилек, разработанное на кафедре ТЭС МЭИ.

1 — шпилька; *2* — гайка; *3* — фланец; *4* — шайба; *5* — стержень; *6* — индикатор; *7* — пробка; *8* — штуцер; *9* — вход охлаждающей воды; *10* — выход воды.

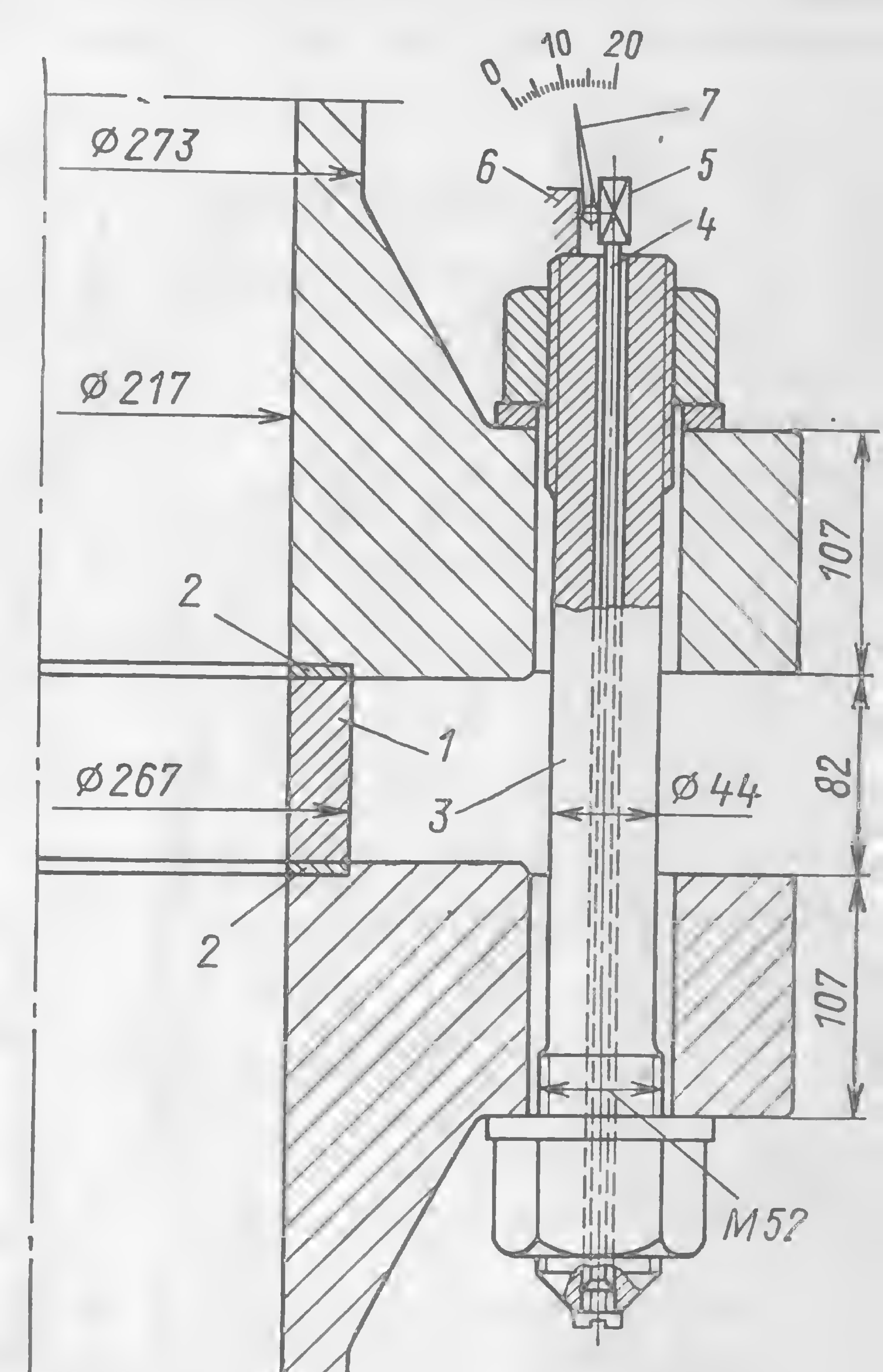


Рис. 2-10. Модернизированное приспособление МЭИ для определения растягивающих напряжений в шпильках фланцевого соединения паропровода при рабочей температуре до 510°С.

1 — промежуточное кольцо фланцевого соединения; *2* — прокладки; *3* — шпилька с центральным отверстием; *4* — стержень; *5* — башмак стержня; *6* — опорная приставка; *7* — стрелка с роликом.

Для определения растягивающих напряжений в шпильках (М42, сталь 25Х2МФА) было разработано специальное приспособление (рис. 2-9). У двух диаметрально противоположных шпилек по оси делались сквозные отверстия диаметром 7 мм. Нижние концы отверстий были заглушены резьбовыми пробками. Внутрь отверстий вставлялись стержни диаметром 6 мм из той же стали, из которой были изготовлены шпильки. Стержни упирались нижними концами в пробки. Сверху в торцы шпилек ввинчивались специальные штуцеры с продольными прорезями в верхней части. В них укреплялись индикаторы часового типа с ценой деления 0,01 мм. Ножки индикаторов упирались в верхние концы стержней. Для защиты индикаторов от нагрева служили экраны в виде спиралевидных плоских змеевиков, через которые пропускалась охлаждающая вода.

Принцип действия описанного приспособления сводился к следующему. Удлинение шпильки, вызванное увеличением в ней растягивающего напряжения, приводило к перемещению вглубь отверстия верхнего конца вставного стержня и к соответствующему отклонению стрелки индикатора. При уменьшении напряжения в шпильке конец стержня перемещался вверх. По значению измеренной продольной деформации, пользуясь формулой Гука, определялось растягивающее напряжение в шпильке. Модуль упругости стали принимался с учетом температуры.

Удлинение шпильки путем изменения ее температуры, если оно не сопровождается изменением в ней напряжений, не вызывает отклонений стрелки индикатора, так как вместе со шпилькой на ту же величину изменяется и температура установленного внутри стержня. Температурное удлинение шпильки в этом случае компенсируется удлинением стержня, выполненного из стали той же марки.

Приспособление проверялось в лабораторных условиях на быстроту выравнивания температур шпильки и стержня в случае резкого нагрева шпильки. Даже при скорости прогрева 20°С/мин обеспечивались надежные измерения. Это же приспособление использовалось для контроля затяжки шпилек, которая производилась гаечным ключом с удлинительным рычагом.

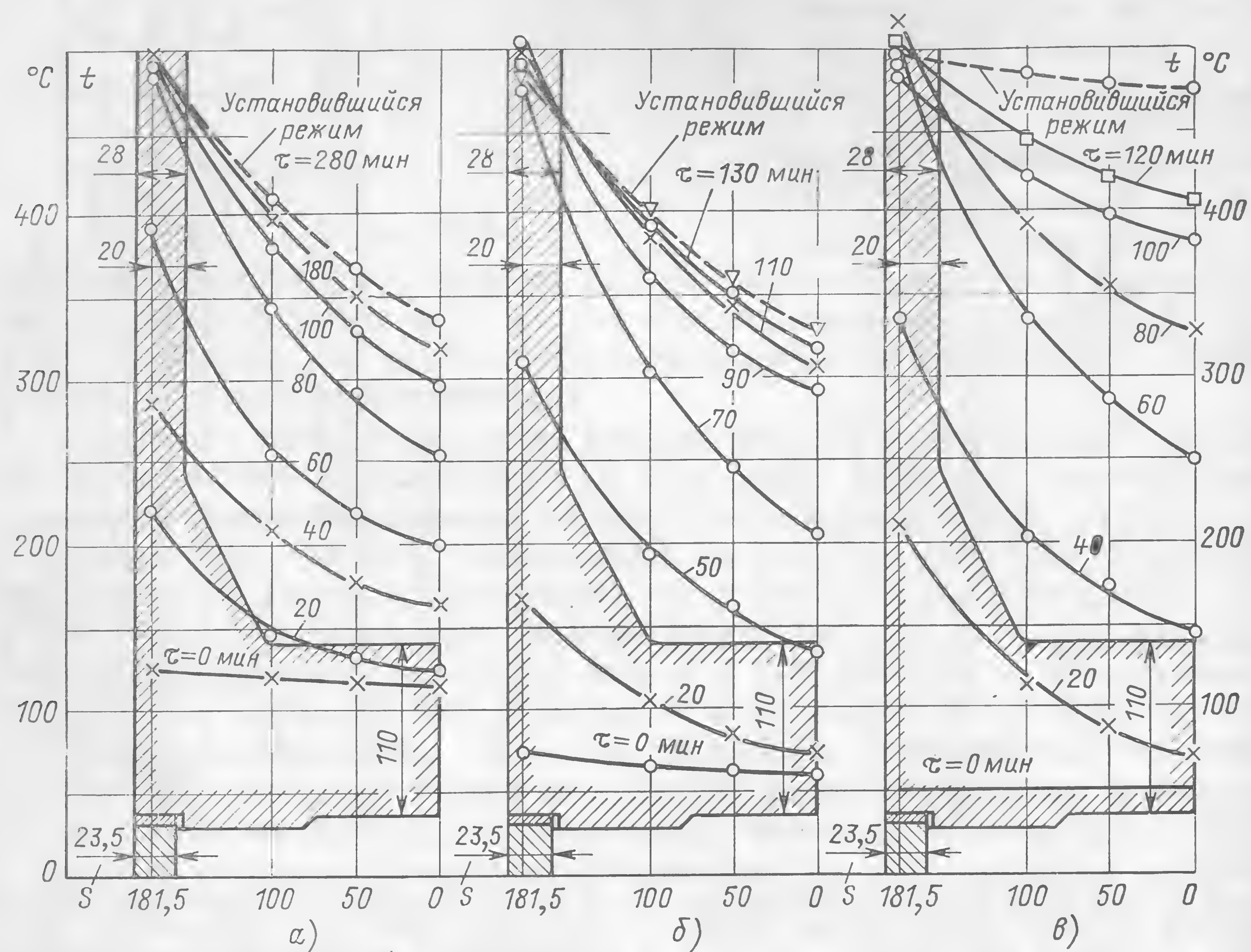


Рис. 2-11. Температурные поля во фланце главного паропровода котла типа 67-СП ТЭЦ № 11 Мосэнерго при прогреве в трех опытах.

а — неизолированное фланцевое соединение при средней скорости прогрева 4,22 °С/мин; *б* — то же при скорости 8,5 °С/мин; *в* — изолированное фланцевое соединение при скорости прогрева 8,35 °С/мин.

Другое экспериментальное исследование напряжений во фланцевом соединении паропровода проводилось на прямоточном котле типа 67-СП производительностью 230 т/ч на ТЭЦ № 11 Мосэнерго [2-6]. Паропровод из стали 12МХ на параметры 10 МПа, 510°С имел диаметр 273 × 28 мм. Фланцевое соединение с жесткими воротниковыми фланцами было стянуто 12 шпильками М52 из стали 25Х2МФА. Зубчатые прокладки из мягкой стали имели по 12 гребней. В процессе эксплуатации этого фланцевого соединения регулярно наблюдалась неплотность в начальной стадии растопки и при останове котла. Требовалось выяснить причины этого явления.

Для исследования напряжений две диаметрально противоположные шпильки были оборудованы устройствами нового типа, не требовавшими охлаждающих экранов (рис. 2-10). У шпилек делались по оси отверстия диаметром 8 мм, в которые вставлялись стержни. Для лучшей фиксации относительно шпилек нижние концы стержней ввинчивались в тело шпилек и прихватывались к ним электросваркой во избежание отвертывания. Верхние концы стержней оставались свободными. К верхним торцам шпилек на резьбе крепились опорные приставки, имевшие прижимные плоскости. К верхним концам стержней крепились винтами башмаки, также имевшие прижимные плоскости. Между плоскостями приставок и башмаков зажимались ролики диаметром 0,4 мм со стрелками. Зажатие роликов обеспечивалось оттяжными пружинами (на рис. 2-10 не показаны). К торцам шпилек прикреплялись шкалы для отсчета углов поворота стрелок роликов при удлинении или укорочении шпилек.

Передаточный коэффициент этого измерительного устройства был равен отношению радиуса стрелки к диаметру ролика: $i=R/d=125$, а цена одного деления на шкале соответствовала деформации шпильки на 0,008 мм.

Для изучения температурных полей во фланцевом соединении были установлены термопары по контуру верхнего фланца и в его теле на глубине 50 и 100 мм от внешней цилиндрической поверхности. Кроме того, имелись термопары на поверхности шпилек в их верхней, средней и нижней частях и в стенке паропровода на поверхности и на глубинах 10 и 20 мм.

Поверхностные термопары зачеканивались в стенку, глубинные приваривались к металлу с помощью разряда от батареи электролитических конденсаторов суммарной емкостью 1800 мкФ, заряжаемой по двухполупериодной схеме от сети переменного тока напряжением 220 В.

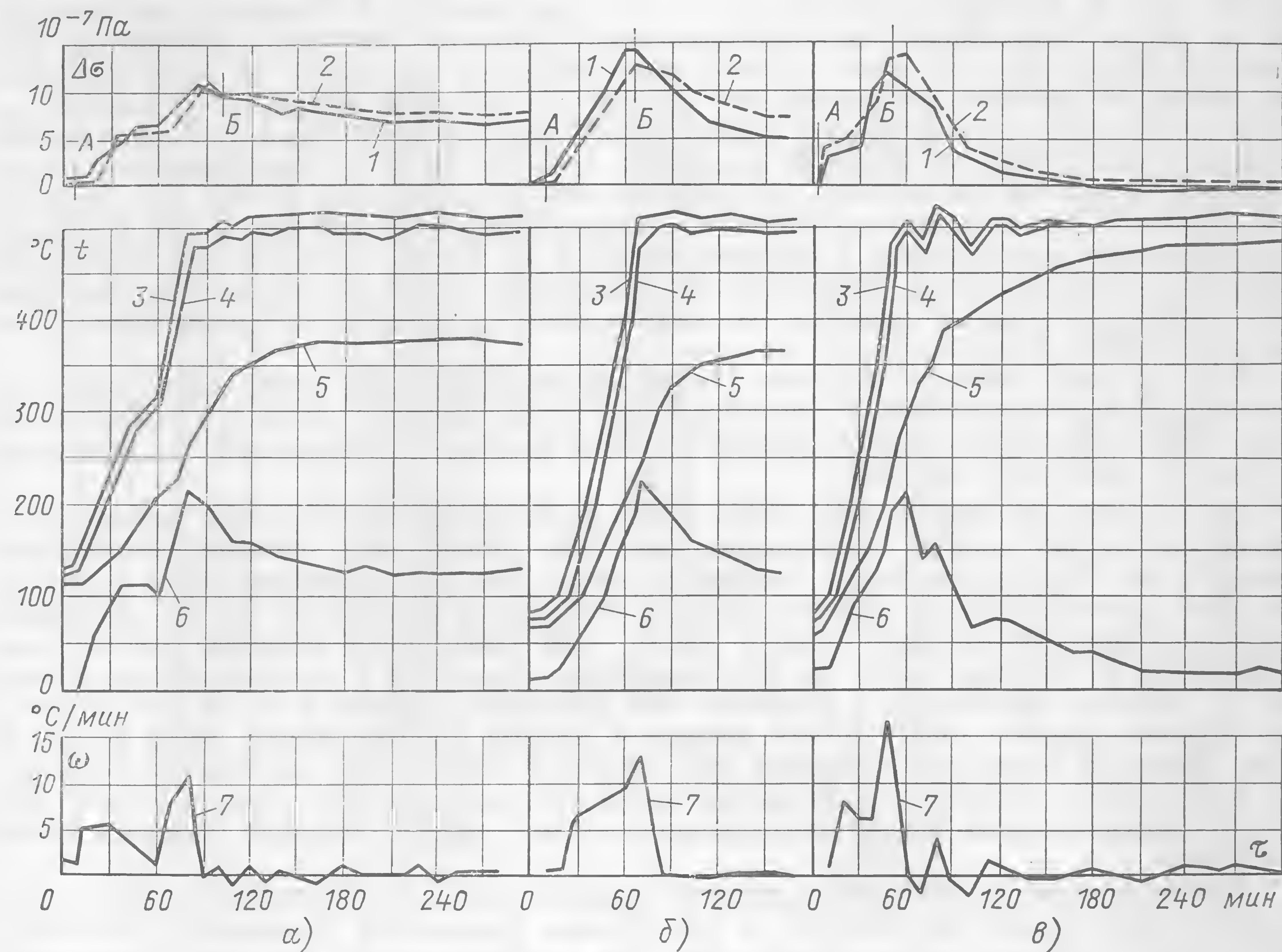


Рис. 2-12. Напряжения и температуры при прогреве фланцевого соединения главного паропровода котла 67-СП ТЭЦ № 11.

1 — измеренное растягивающее напряжение в шпильках; *2* — то же по расчету; *3* — температура пара; *4* — температура стенки паропровода; *5* — температура фланца на глубине 50 мм; *6* — разность температур паропровода и фланца на глубине 50 мм Δt_{4-5}; *7* — скорость изменения температуры пара $\omega=\Delta t_{пе}/\Delta\tau$; *А* — начало растопки котла; *Б* — момент включения котла в магистраль; *а—в* — то же, что и на рис. 2-11.

Исследование работы фланцевого соединения производилось при его прогреве со средней скоростью 4 и 8°С/мин при наличии на нем тепловой изоляции и без нее. На рис. 2-11 даны графики распределения температур в радиальном сечении верхнего фланца через интервалы времени 20 мин от начала прогрева до установившегося температурного состояния для трех случаев. Характер распределения температур в радиальном направлении во всех случаях получился близким к параболическому. Температура фланцев на глубине 50 мм была близка к температуре шпилек в средней части.

Температура фланцев в зоне средней окружности прокладок (на глубине около 170 мм) была существенно выше, чем температура средней части шпилек, причем разность этих температур $\Delta t_{ф.ш}$ в процессе прогрева фланцевого соединения изменялась. На $\Delta t_{ф.ш}$ оказывали влияние скорость прогрева и наличие у фланцевого соединения тепловой изоляции.

При средней скорости прогрева 4,22°С/мин (рис. 2-11,*а*) максимум $\Delta t_{ф.ш}$ составил 130°С, а при 8,35—8,5°С/мин — 160°С. Максимум $\Delta t_{ф.ш}$ практически не зависит от наличия у фланцевого соединения тепловой изоляции. Наличие изоляции, однако

существенно влияет на распределение температур во фланцевом соединении при установившемся режиме: при неизолированном фланцевом соединении $\Delta t_{ф.ш}=110°C$, а при изолированном 20°C. Следовательно, в случае одинаковой скорости прогрева можно ожидать, что как у изолированного, так и у неизолированного фланцевого соединения максимум добавочных напряжений в шпильках будет одинаковый. При установившемся температурном состоянии напряжения в шпильках теплоизолированного фланцевого соединения должны быть значительно меньше, чем у неизолированного.

Это подтвердилось результатами экспериментов. На рис. 2-12 показана динамика изменения добавочных напряжений в шпильках при прогреве фланцевого соединения с различной средней скоростью: 4,22, 8,5 и 8,35°С/мин. В случаях, показанных на рис. 2-12,*а* и *б*, фланцевое соединение не было изолировано, а в случае, представленном на рис. 2-12,*в*, закрыто тепловой изоляцией. Характер изменения добавочных напряжений в шпильках во всех случаях приблизительно одинаков: по мере прогрева напряжения возрастают соответственно увеличению разности температур $\Delta t_{4-5} \approx \Delta t_{ф.ш}$, затем они достигают максимума и вновь уменьшаются до некоторого установившегося значения. Максимумы напряжений в опытах (рис. 2-12,*б* и *в*) приблизительно одинаковы и равны $13-14\cdot10^7$ Па; это больше, чем в опыте рис. 2-12,*а*, где $\sigma_{макс} \approx 10\cdot10^7$ Па. В установившемся состоянии напряжения в случаях рис. 2-12,*а* и *б* были приблизительно одинаковыми и равными около $6\cdot10^7$ Па, а в случае рис. 2-12,*в* при изолированном фланцевом соединении они снижались почти до нуля. Сопоставление этих опытных данных с расчетом по изложенному выше методу дало близкое совпадение (рис. 2-12).

Для полноты анализа условий работы исследовавшегося здесь фланцевого соединения и выяснения причин появления его неплотности в условиях эксплуатации надо было определить полные значения растягивающих напряжений в шпильках с учетом холодной затяжки.

Так же как и ранее на ТЭЦ МЭИ, здесь были применены для этой цели закрепляемые на торцах шпилек индикаторы (рис. 2-9), упиравшиеся ножками в стержни. Затяжка шпилек производилась гаечным ключом, усиленным трехметровым рычагом. Затяжка производилась до растягивающего напряжения $20-25\cdot10^7$ Па. По истечении некоторого рабочего времени (около 350 ч) при ближайшем останове котла было произведено с помощью этого же приспособления измерение остаточного затяга шпилек на холодном фланцевом соединении. Оно оказалось равным $5-7\cdot10^7$ Па. Повторная обтяжка шпилек до $25\cdot10^7$ Па привела к такому же результату: через короткое время работы фланцевого соединения при расчетной температуре напряжение в шпильках в холодном состоянии вновь снизилось до того же значения. Столь быстрое снижение затяжки шпилек не соответствовало данным о релаксационной стойкости стали 25Х2МФА.

Анализ условий работы всех элементов данного фланцевого соединения (рис. 2-10) привел к следующему заключению. В конструкции фланцевого соединения предусмотрено вставное кольцо, которое необходимо для создания между фланцами некоторого промежутка. Во время капитальных ремонтов котла в этот промежуток вместо кольца вставлялась проглушка, обеспечивавшая безопасность работы ремонтного персонала на котле при наличии пара высоких параметров в переключательной магистрали ТЭЦ. В изготовленной согласно проектной нормали конструкции фланцевого соединения сечение промежуточного кольца и прокладок было равно 178 см², а суммарное поперечное сечение всех 12 шпилек у фланцевого соединения (по шейкам) составляло 182 см². Таким образом, эти сечения были практически одинаковыми. Следовательно, растягивающие напряжения в шпильках приблизительно равны сжимающим напряжениям в промежуточном кольце. Между тем предел текучести материала шпилек (сталь 25Х2МФА) приблизительно в 2,5 раза выше, чем материала кольца (сталь 12МХ) даже при условии их одинаковой рабочей температуры. В действительности, как показали измерения, рабочая температура металла промежуточного кольца выше, чем шпилек. В установившемся рабочем состоянии хорошо теплоизолированного фланцевого соединения она была выше на 20°С, а в переходных режимах прогрева, когда дополнительные напряжения во фланцевом соединении достигают максимума, как было показано выше, эта разность температур может достигать 160°С. Ввиду этого при первом же пусковом прогреве фланцевого соединения после его холодной затяжки (или после повторной затяжки шпилек) промежуточное кольцо деформировалось и напряжение в шпильках и во всем фланцевом соединении в горячем рабочем состоянии снижалось до некоторой величины, определявшейся пределом текучести промежуточного кольца. При последующем останове котла и при остывании фланцевого соединения остаточный затяг шпилек снижался до недопустимого значения $5-7\cdot10^7$ Па, что и было обнаружено измерениями. После этого даже незначительное случайное снижение температуры промежуточного кольца относительно массивных фланцев, например при расхолаживании горячего паропровода, приводило к раскрытию фланцевого соединения. Выходивший через образующуюся щель пар производил разрушение уплотнительных поверхностей кольца, прокладок и фланцев и фланцевое соединение теряло плотность. Итак, для обеспечения надежной работы фланцевых соединений выбор сечений входящих в их состав элементов при конструировании должен производиться из условия равенства произведений площадей поперечных сечений соответствующих деталей и пределов текучести их материалов при рабочих температурах:

$$F_1\sigma_{s1}^{t_1} = F_2\sigma_{s2}^{t_2} = F_3\sigma_{s3}^{t_3} = \ldots \quad (2\text{-}14)$$

При соблюдении этого можно гарантировать надежную эксплуатацию фланцевых соединений на паропроводах данных параметров даже при скоростях прогрева 8—10°С/мин.

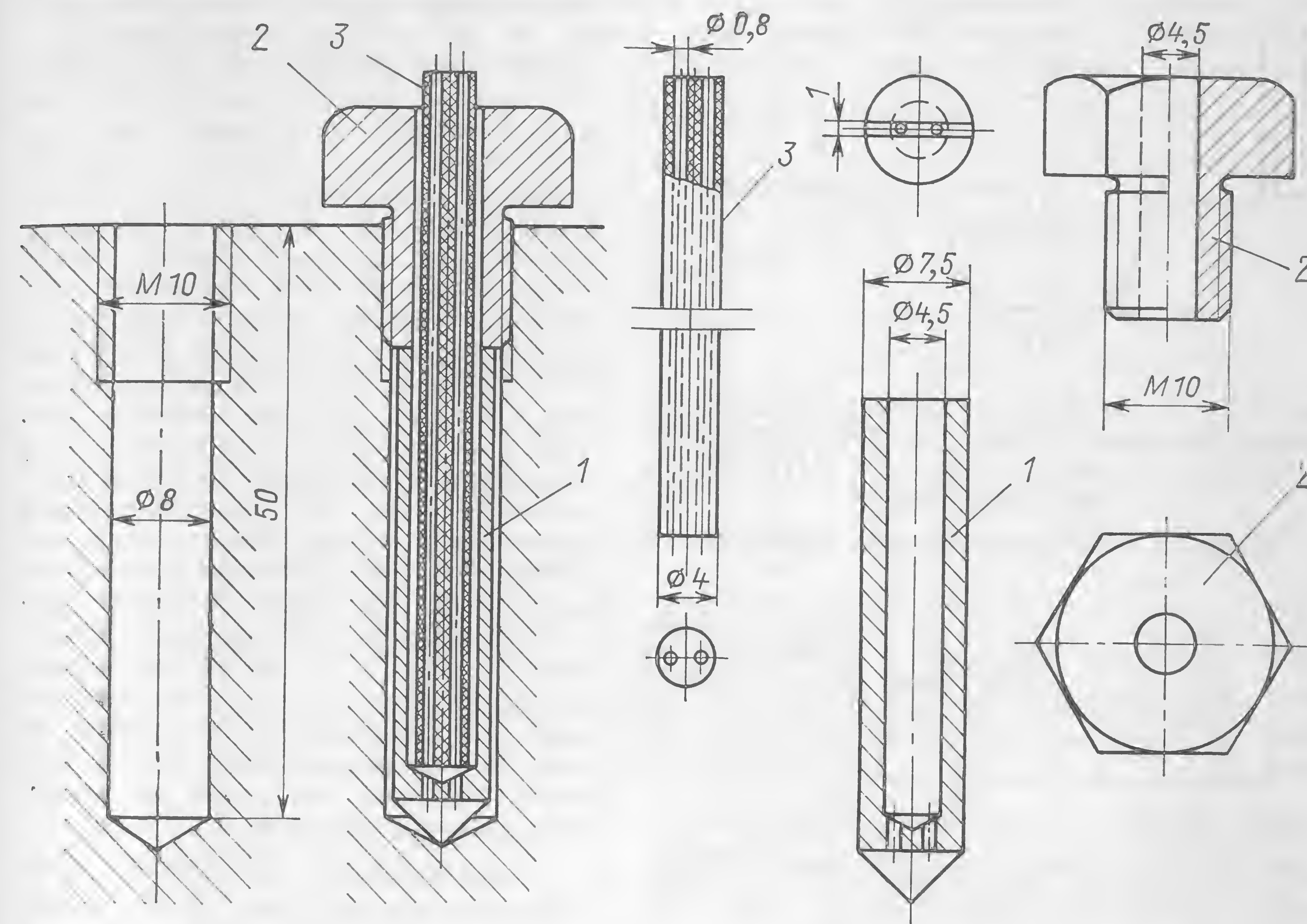


Рис. 2-13. Прижимной патрон конструкции МЭИ для глубинной термопары.
1 — патрон; *2* — прижимная гайка; *3* — фарфоровая двухканальная трубка.

На тепловых электростанциях в процессе эксплуатации наблюдались обрывы шпилек на крышках паровой арматуры высоких параметров и требовалось выяснить их причины. Обрывы, как правило, происходили по сечению последних витков нарезки спустя различные сроки работы — от 6 до 27 тыс. ч.

В использовавшихся тогда шпильках отсутствовали шейки в средней части длины, не имевшей нарезки, что повышало их жесткость и могло быть одной из причин их обрывов в результате концентрации напряжений по впадинам нарезки. Применявшаяся шпилечная сталь ЭИ-723, разработанная ЦНИИТмаш, была рекомендована для длительной работы при температуре не выше 550°С. Требовалось выяснить фактическую рабочую температуру металла шпилек на паровых задвижках.

Исследование условий работы фланцевых соединений на крышках парозапорной арматуры производилось МЭИ на главном паропроводе диаметром 273×36 мм из стали 12ХМФ с параметрами пара 14 МПа

570°C на ТЭЦ № 12 Мосэнерго. Шпильки диаметром М48 по 12 шт. на фланцевое соединение крышки паровой задвижки были изготовлены из стали ЭИ-723.

На трех главных паровых задвижках соседних котлов были сняты температурные поля [2-7]. Задвижки перед испытанием были тщательно теплоизолированы. Для измерения температуры металла внутри шпилек по их оси делались сверления диаметром 8 мм на глубину 110 и 150 мм. В сверления вставлялись специально разработанные прижимные патроны с зачеканенными горячими спаями термопар (рис. 2-13). Глубине 150 мм соответствовала плоскость разъема фланцев, по которой обычно происходил обрыв шпилек. Несколько глубинных термопар было установлено в теле фланцев на глубине 25 и 50 мм от боковой цилиндрической поверхности. Отказ от приварки термопар разрядом от батареи конденсаторов и переход к прижимным патронам объясняется тем, что конденсаторная приварка не всегда обеспечивала надежный контакт спая термопары с металлом детали. Расположение термопар на корпусах задвижек показано на рис. 2-14. Результаты измерений при установившихся режимах для трех задвижек представлены на рис. 2-15. Температурные поля в процессе прогрева для одной из задвижек даны на рис. 2-16.

Анализируя графики, изображенные на рис. 2-15, можно заключить, что температура металла шпилек в плоскости обычного разрыва при установившемся температурном режиме на 17—20°C ниже температуры пара в паропроводе. Таким образом, при нормальной рабочей температуре пара 570°C, принятой в то время, температура металла шпилек не превышала рекомендованной ЦНИИТмаш 550°C.

На следующем этапе исследования надо было установить, к каким перегрузкам шпилек может привести их бесконтрольный затяг и отработать методику контроля их монтажно-ремонтной затяжки. Часть этого исследования проводилась на специальном стенде, а затем на задвижках, установленных на паропроводе.

Целью стендовых испытаний было определение максимума растяги-

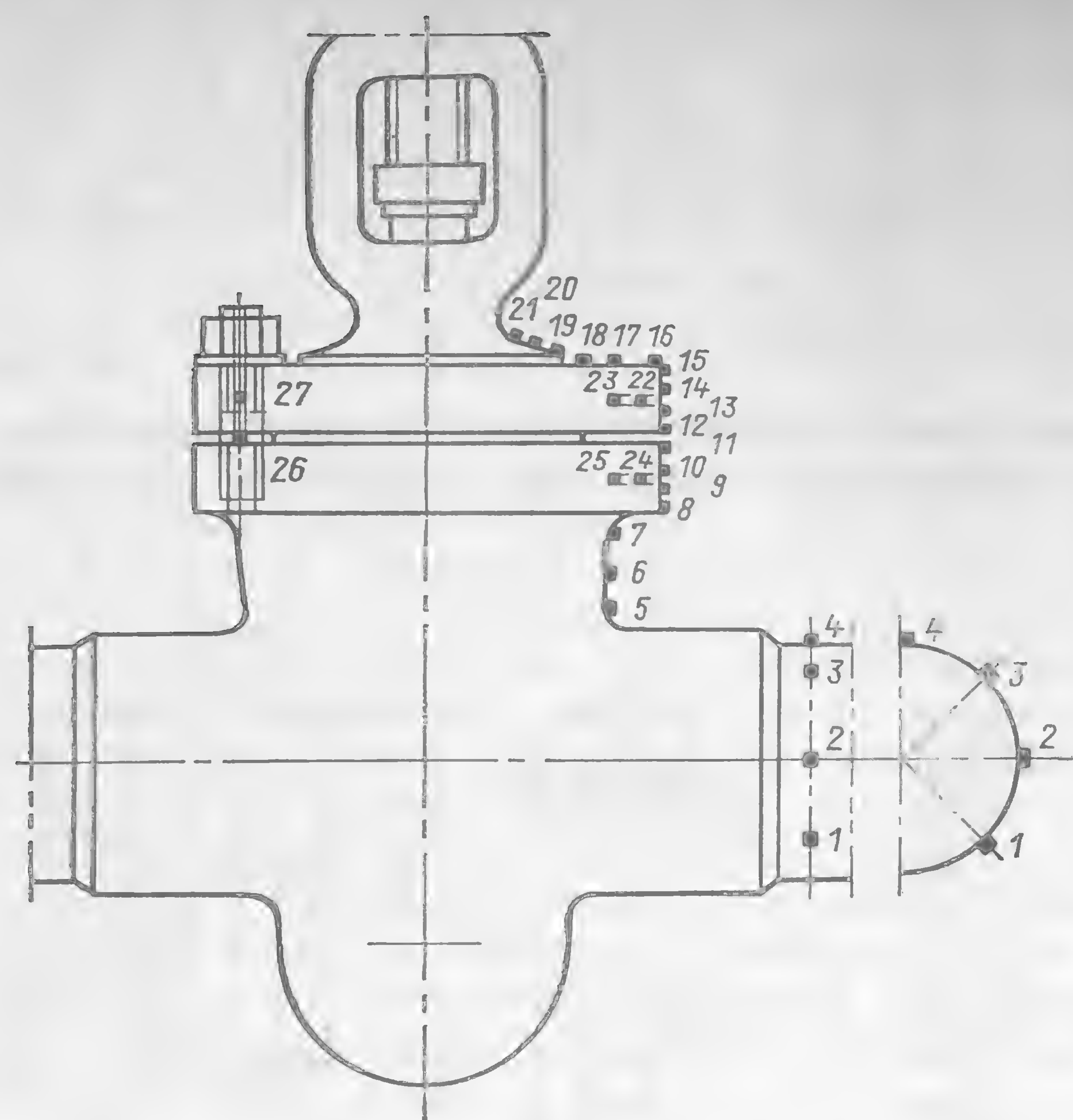


Рис. 2-14. Расположение термопар на главной паровой задвижке котла типа ТП-80 ТЭЦ № 12 Мосэнерго (параметры пара 14 МПа, 570°C) при испытании.

Цифрами обозначены номера термопар.

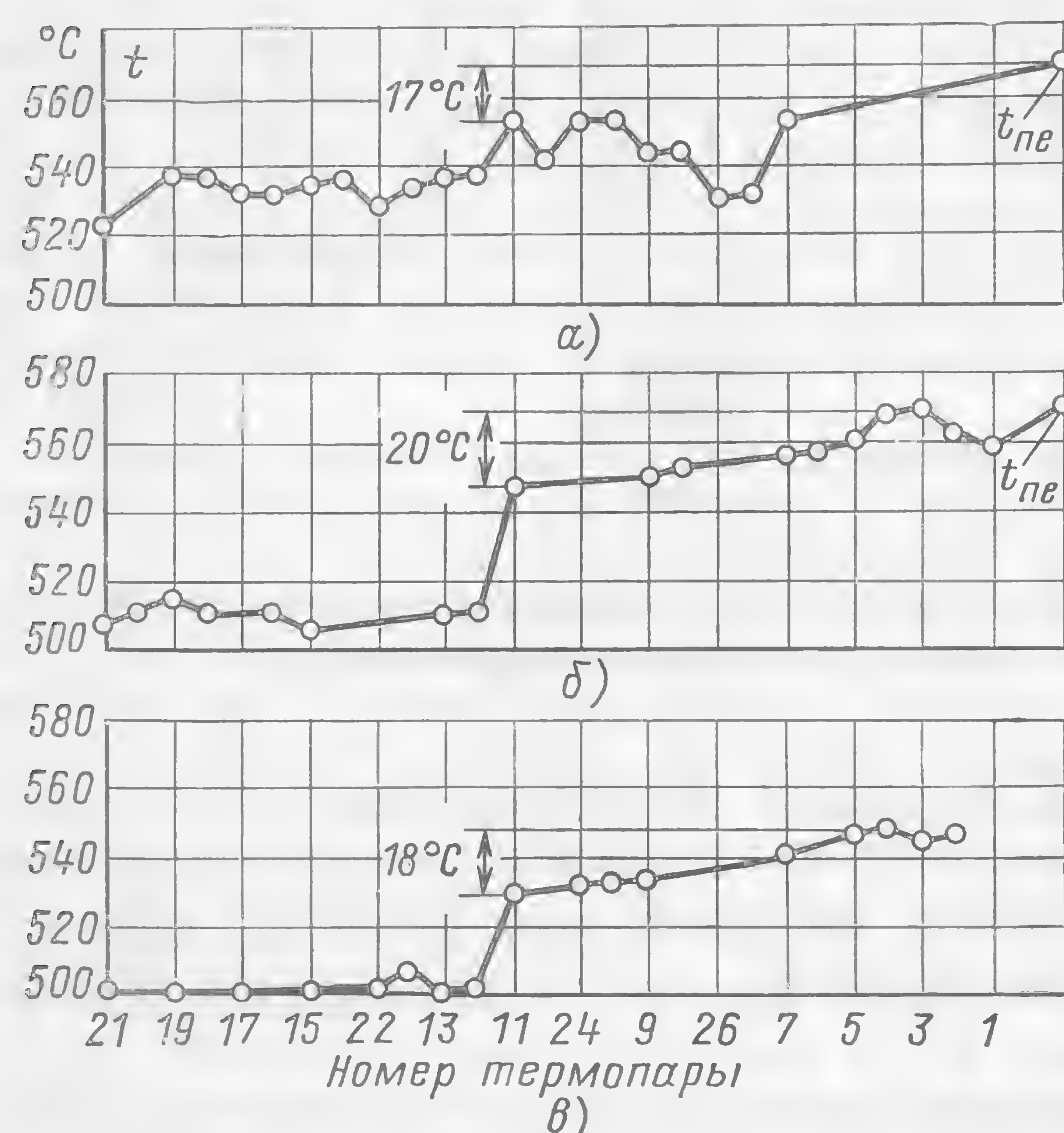


Рис. 2-15. Распределение температур в металле трех главных паровых задвижек (*а*, *б*, *в*) котлов типа ТП-80 на ТЭЦ № 12 в установившихся режимах при наличии у задвижек тепловой изоляции.

Номера термопар соответствуют рис. 2-14.

вающих напряжений, до которого могут быть затянуты шпильки, если пользоваться обычно применяющимся методом затяжки.

Наиболее надежным методом определения растягивающих напряжений в шпильках при затяжке является измерение их упругого удлинения и расчет напряжений по закону Гука. Для этой цели был использован уже описанный выше метод, основанный на применении шпильки с продольным сквозным круглым центральным отверстием и вставного стержня из материала, одинакового со шпилькой.

В соответствии с предложением А. В. Ратнера [1-6] была несколько изменена методика измерений: вместо стационарной установки измерительного индикатора на шпильке теперь был применен приставной индикатор, убирающийся со шпильки после каждого замера. Но в то же время конструкция индикаторного приспособления (рис. 2-17) была несколько изменена по сравнению с рекомендациями Ратнера: здесь

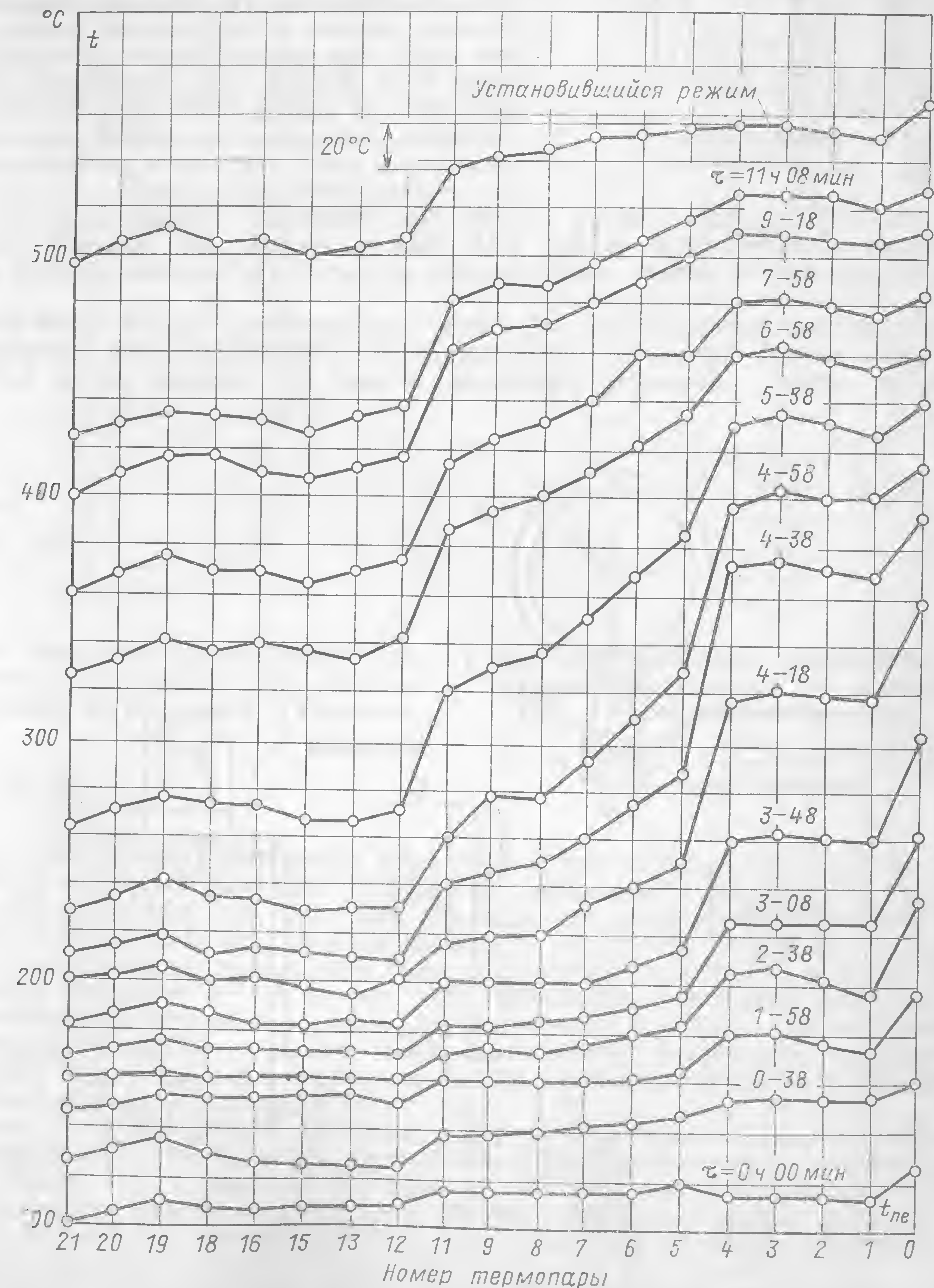


Рис. 2-16. Температурные поля в главной паровой задвижке котла типа ТП-80 в процессе ее прогрева.

τ — время от начала прогрева; $t_{пе}$ — температура пара; расположение термопар по нормам указано на рис. 2-14.

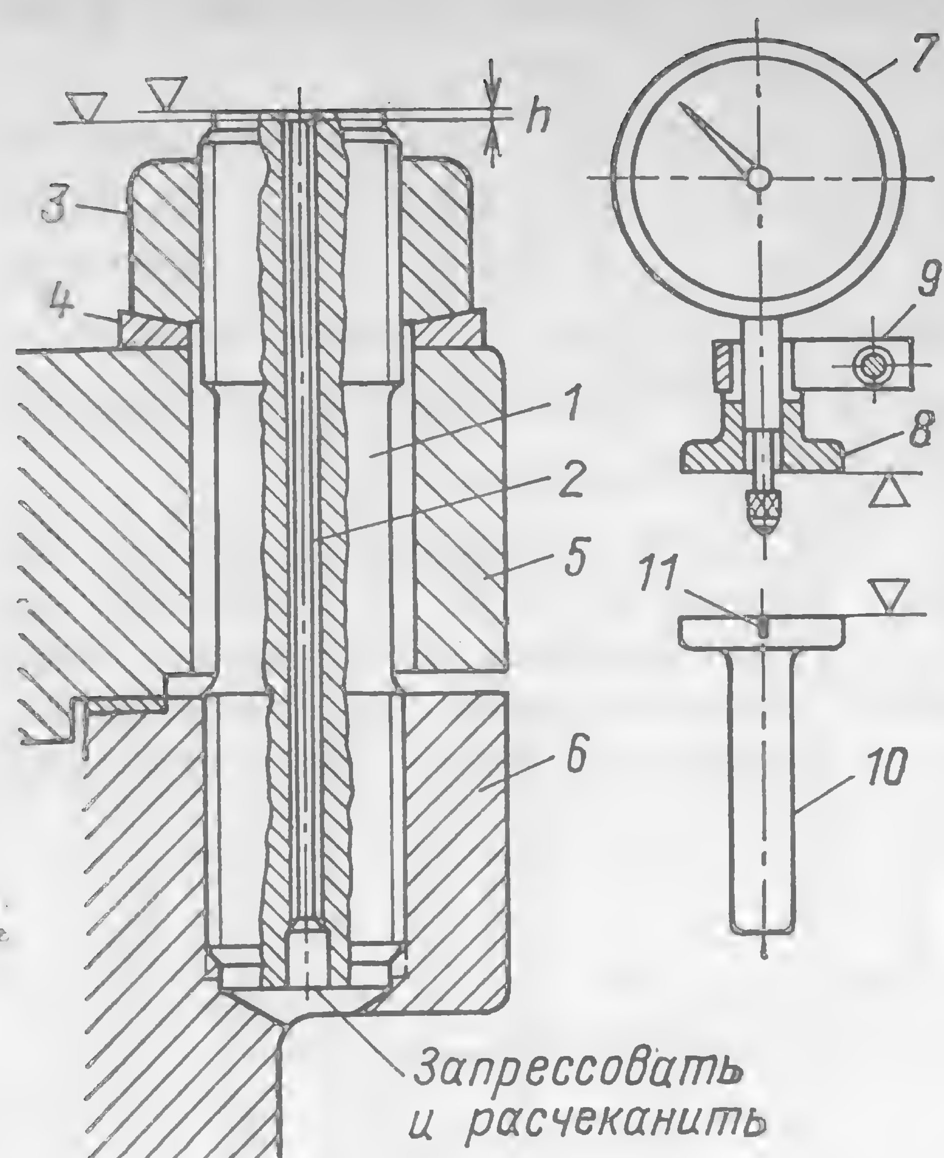


Рис. 2-17. Индикаторное приспособление для контроля затяжки шпилек паровых задвижек на высокие параметры пара.

1 — шпилька; *2* — стержень с запрессованным нижним концом; *3* — гайка; *4* — шайба; *5* — верхний фланец; *6* — нижний фланец; *7* — индикатор часового типа с ценой деления 0,01 мм; *8* — втулка; *9* — зажим; *10* — контрольная плитка; *11* — установочная риска.

был использован накопленный МЭИ опыт применения аналогичных приспособлений для наблюдения ползучести паропроводов [2-8].

Торцевая измерительная поверхность втулки делалась без выточки, затрудняющей контроль ее состояния. На боковых поверхностях шпильки, втулки и контрольной плитки делались риски для единообразной взаимной установки этих деталей при измерениях. Вместо крепления на резьбе была предложена технологически более простая заспрессовка нижней утолщенной части стержня в отверстии шпильки с последующей расчеканкой.

Для длинных шпилек с двумя доступными измерению концами использовалось приспособление, изображенное на рис. 2-18. Для измерения угла поворота гаек при затяжке использовалось кольцо, изображенное на рис. 2-19, имевшее деления в градусах.

До начала каждого испытания все гайки завертывались усилием одной руки на гаечном ключе длиной 300 мм. От этого положения отсчитывались углы поворота гаек и удлинения шпилек. Начальное удлинение шпилек от затяжки рукой составило

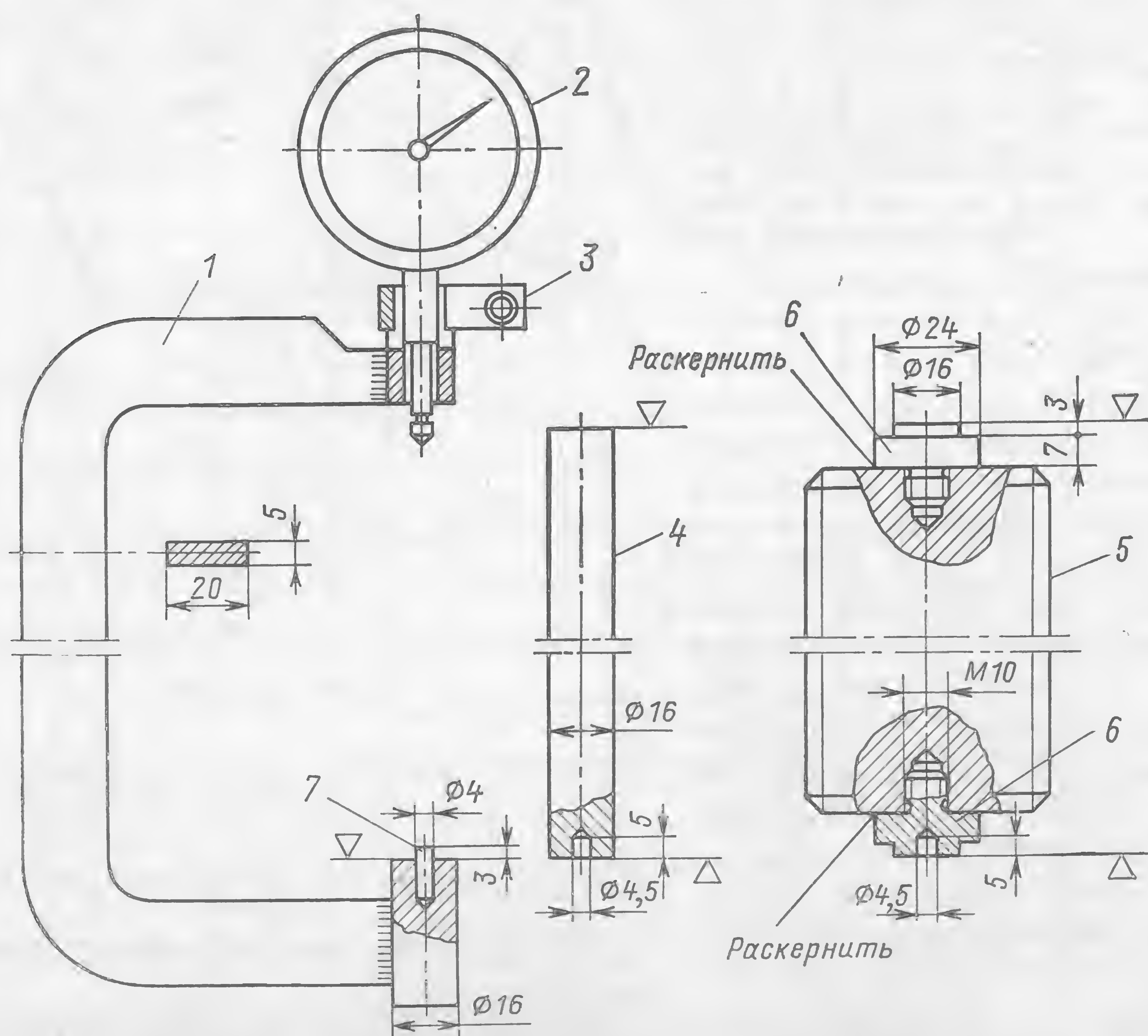


Рис. 2-18. Скоба с индикатором для контроля затяжки длинных шпилек с двумя доступными для измерения концами.

1 — скоба; *2* — индикатор часового типа; *3* — зажим; *4* — контрольный стержень; *5* — шпилька; *6* — бобышка; *7* — штифт.

0,01 мм ($\sigma_0=1,7\cdot10^7$ Па), оно при подсчете напряжений в шпильках не учитывалось.

Опыты на стенде показали, что бесконтрольный затяг шпилек фланцевого соединения приводит к опасной перегрузке отдельных шпилек. В процессе затяжки нагруженные ранее шпильки теряют натяг по мере подтяжки соседних шпилек. Для обеспечения равномерной затяжки шпилек необходимо соблюдение определенной последовательности затяжки (например, крест-накрест). Нарушение принятой последовательности затяжки вызывало перегрузку отдельных шпилек. Ошибочная установка части гаек из стали 20 вместо легированной привела при затяжке фланцевого соединения к разрушению их нарезки без обеспечения требуемого затяга.

На стенде были также определены изгибные и скручивающие напряжения, возникающие в шпильках при их затяжке. Для этого на шейку одной из шпилек было наклеено 12 проволочных тензодатчиков: 8 аксиальных, 2 тангенциальных и 2 косых (с расположением под углом 45° к образующей боковой цилиндрической поверхности

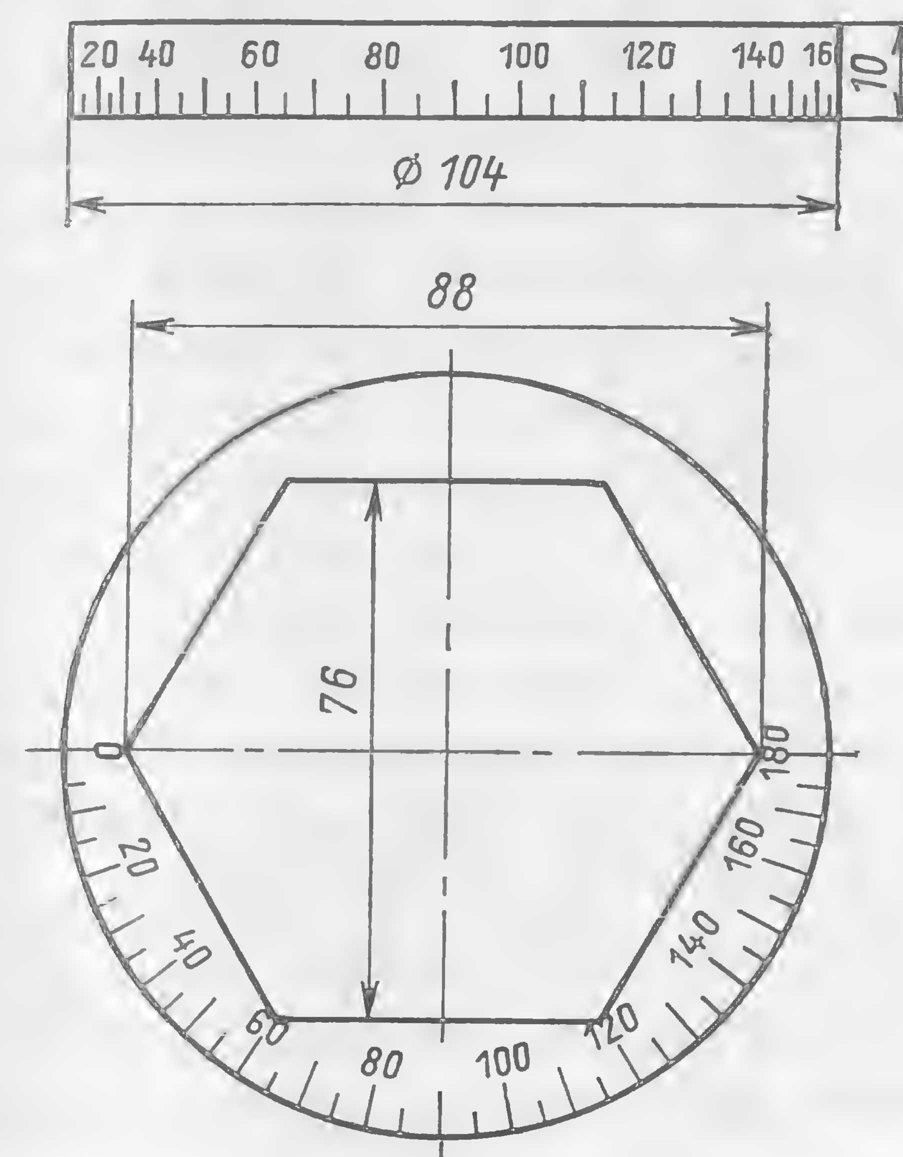


Рис. 2-19. Кольцевое приспособление для измерения угла поворота гайки при затяжке шпилек на фланцевом соединении.

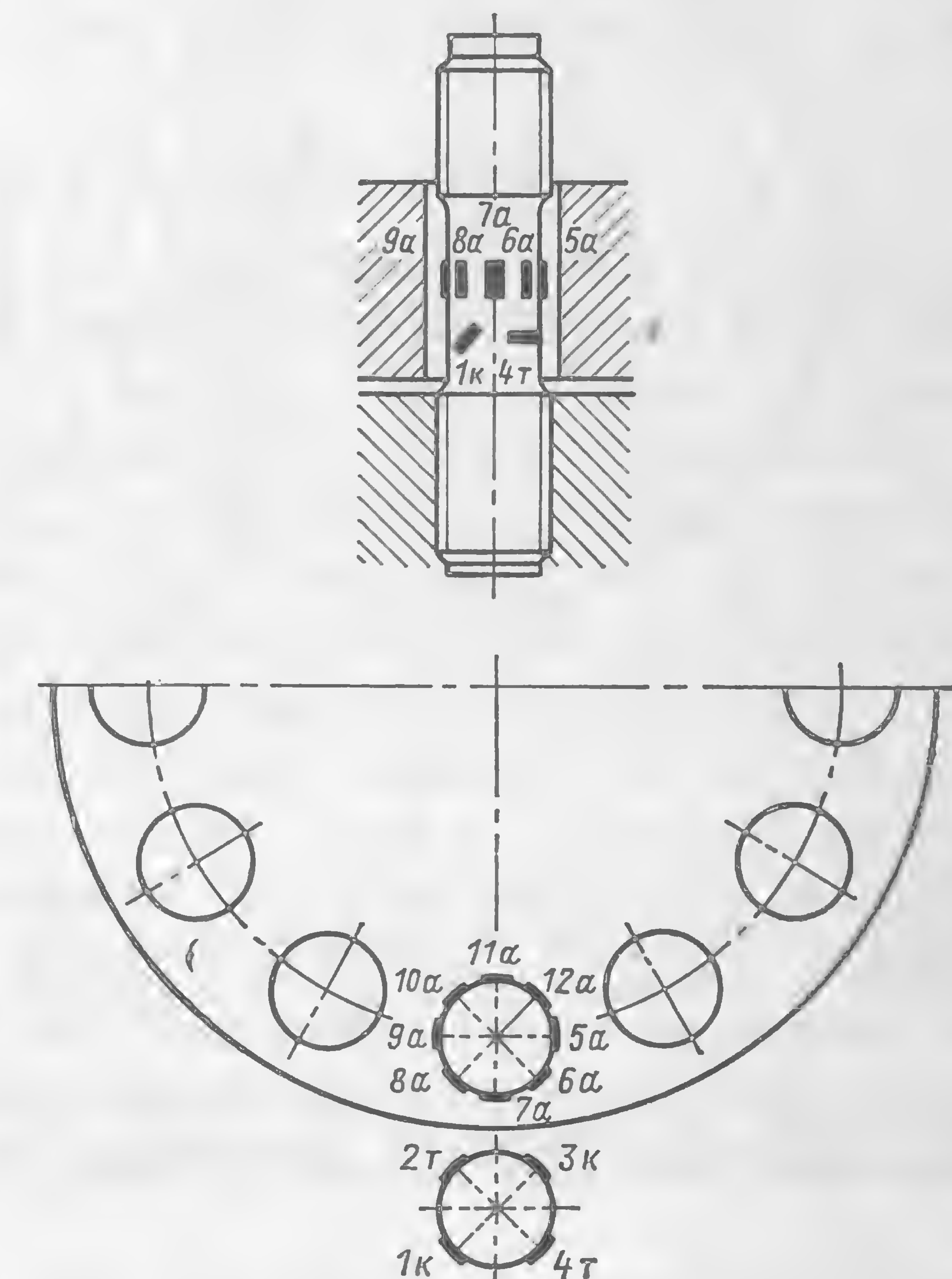


Рис. 2-20. Установка проволочных тензодатчиков на шпильке для контроля напряжений при затяжке.

1к, 3к — датчики косого направления (45°); *2т, 4т* — датчики тангенциальные; *5а—12а* — датчики аксиальные.

шпильки — рис. 2-20). Тензодатчики через переключатель были присоединены к электронному прибору для измерения статических деформаций типа ИД-61М. Результаты опыта представлены на рис. 2-21. Они показали, что аксиальные напряжения в диаметрально противоположных волокнах шпилек за счет изгиба различались вдвое. Наибольшее растягивающее напряжение было со стороны, обращенной к центру фланца (аксиальный тензометр № 11а на рис. 2-20). Появление в шпильках изгибных напряжений объясняется прогибом фланцев. Применение гаек и шайб со сферическими опорными поверхностями не избавляет шпильки от изгиба. Касательное напряжение от скручивания в плоскости, перпендикулярной оси шпильки, составляло в среднем 40—60% аксиального растягивающего напряжения.

Опыты с контролируемой затяжкой шпилек производились также на задвижках, смонтированных на паропроводе. Для обеспечения контролируемой затяжки не обязательна замена всех шпилек на контрольные, имеющие вставные стержни: достаточно иметь на каждом фланцевом соединении три или четыре контрольные шпильки, равномерно расположенные по окружности фланца, а затяжку остальных подгонять к контрольным шпилькам по углам поворота гаек.

Для длительной надежной работы фланцевых соединений существенное значение имеет остаточный затяг шпилек после различных сроков работы. Четыре контрольные шпильки в числе двенадцати были затянуты на крышке паровой задвижки до напряжения 22,6—24,3·10^7 Па, и паропровод был пущен в работу. После остановки спустя 936 ч работы и после охлаждения паропровода был измерен остаточный затяг шпилек. Он оказался равным 12,1—13,9·10^7 Па. При этом фланцевое соединение продолжало

оставаться плотным. Напряжение затяжки шпилек за это время упало приблизительно вдвое. Это сходится с данными по релаксационной стойкости стали ЭИ-723.

На одной из задвижек был проведен опыт по определению дополнительного растягивающего напряжения в шпильках от усилия в штоке задвижки, возникающего

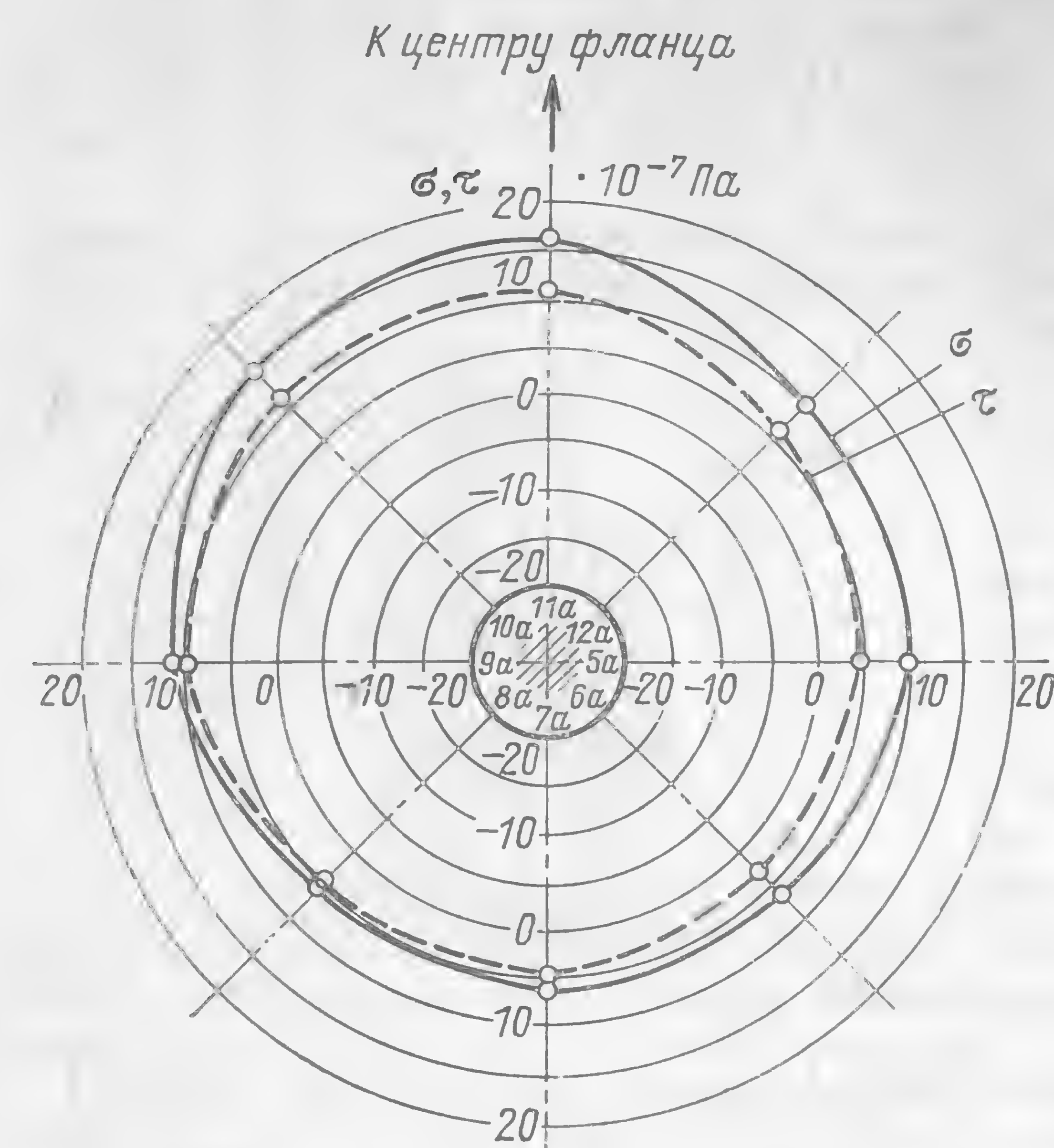


Рис. 2-21. Результаты опыта по определению напряжений в шпильке при затяжке и распределение напряжений по окружности шпильки.

σ — продольное (аксиальное) напряжение; τ — касательное напряжение; *5а—12а* — места расположения аксиальных датчиков на шпильке.

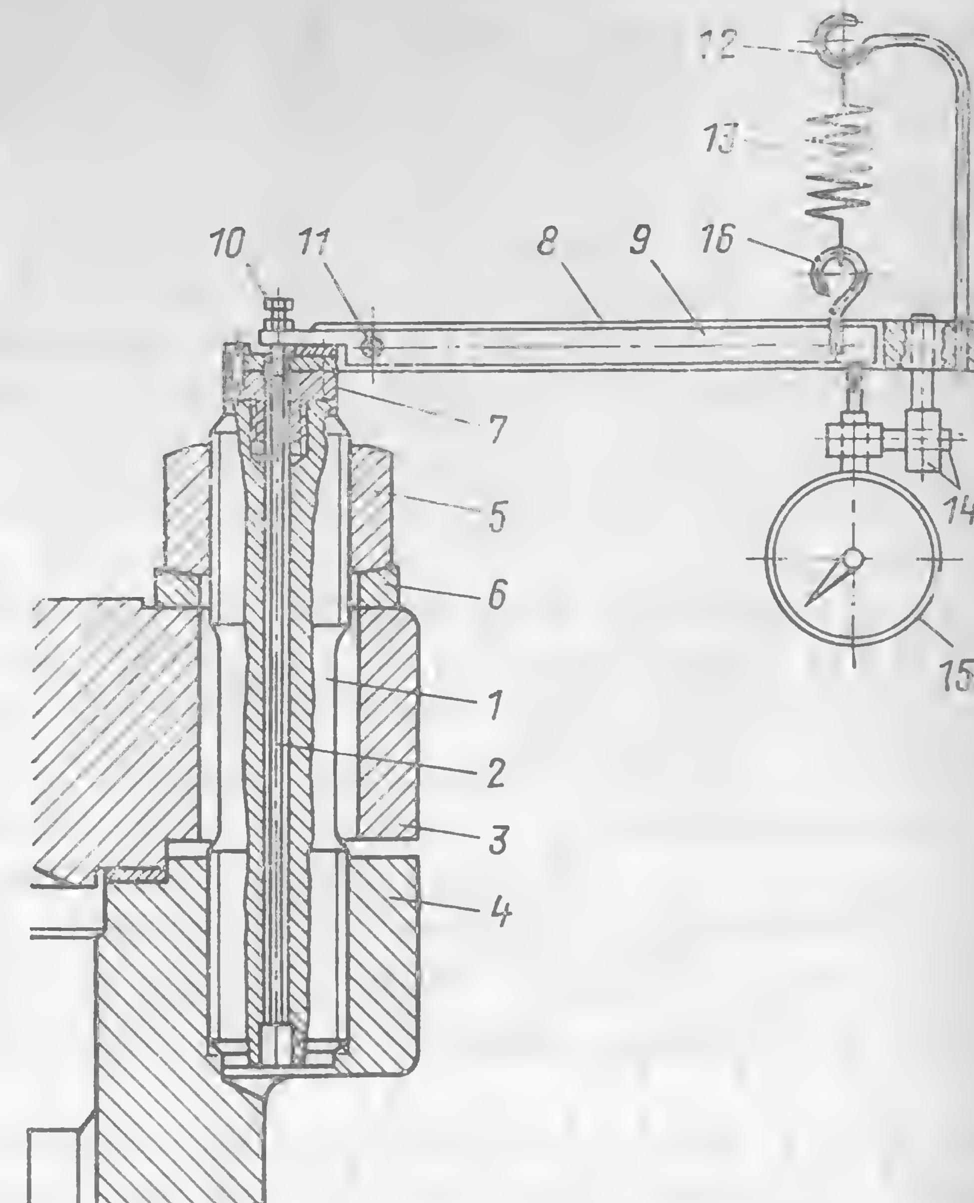


Рис. 2-22. Рычажное приспособление МЭИ для определения напряжений в шпильках при прогреве.

1 — шпилька; *2* — стержень с запрессованным нижним концом; *3, 4* — фланцы; *5* — гайка; *6* — шайба; *7* — крепящая головка; *8* — П-образная стойка с прорезью; *9* — рычаг; *10* — регулировочный винт; *11* — ось рычага; *12* — хомут; *13* — пружина; *14* — державки; *15* — индикатор; *16* — крючок.

в момент отключения дистанционного управления при помощи реле максимального тока. Оно оказалось ничтожным. Это сходится с расчетом: суммарное усилие нормальной холодной задвижки двенадцати шпилек составляет $542 \cdot 10^4$ Н, а усилие вдоль штока задвижки от работающего дистанционного привода в момент закрытия, когда тарелки расклиниваются в седлах, составляет всего около $5 \cdot 10^4$ Н, т. е. меньше 1%. Тем самым было снято предположение о том, что обрыв шпилек фланцевых соединений на крышках паровой арматуры может происходить по причине воздействия механизма дистанционного электропривода, создающего дополнительное усилие на крышку в момент закрытия задвижки.

На последнем этапе этого исследования с помощью специального приспособления, изображенного на рис. 2-22,

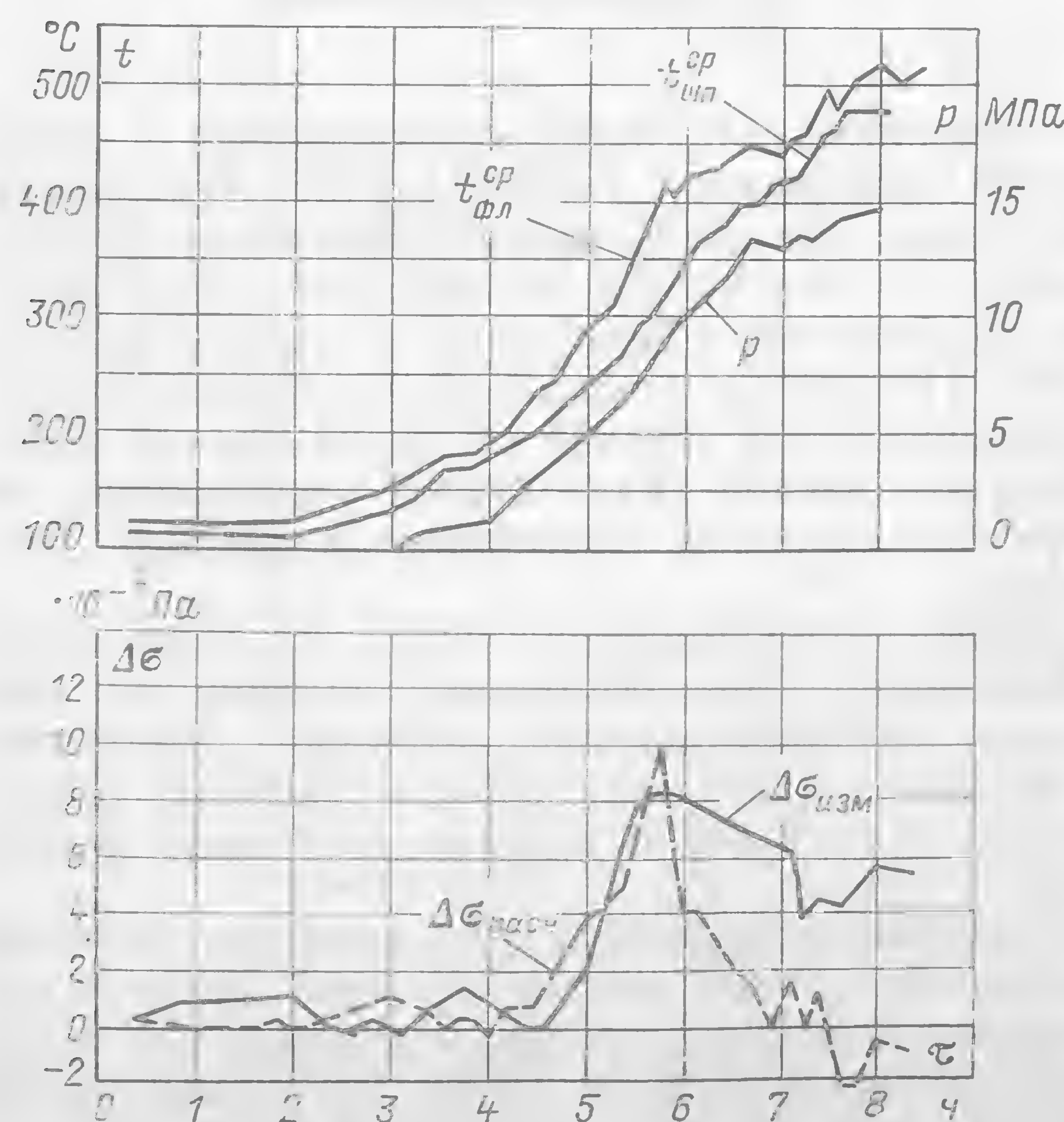


Рис. 2-23. Измеренные и расчетные напряжения в шпильках при прогреве.

$t_{ср.фл}$ — средняя температура фланцев; $t_{ср.шп}$ — то же шпилек; *p* — давление пара; $\Delta\sigma_{изм}$, $\Delta\sigma_{расч}$ — измеренное и расчетное растягивающие напряжения в шпильках; τ — время от начала прогрева.

измерялись дополнительные напряжения, возникающие в шпильках при прогреве задвижки (рис. 2-23). Максимум дополнительных растягивающих напряжений для шпилек составил здесь около $8{,}7 \cdot 10^7$ Па. В процессе выравнивания температур напряжение упало до $5{,}4 \cdot 10^7$ Па. Расчетные напряжения представлены на этом же рисунке в виде пунктирной линии.

Результаты исследований позволяют обосновать рекомендации по повышению надежности фланцевых соединений арматуры. Должна быть изменена конструкция шпилек с применением шеек в средней части, снижающих их жесткость. Для изготовления шпилек должна быть рекомендована более жаропрочная сталь, например ЭП-44, обладающая также более высокими пластическими свойствами. Необходимо повсеместно внедрить метод контроля затяжки шпилек при монтаже и ремонтах.

2-2. НАПРЯЖЕНИЯ В ГИБАХ ПАРОПРОВОДОВ

В практике эксплуатации тепловых электростанций наблюдается повышенная повреждаемость пароперепускных и водоопускных труб циркуляционных контуров и паропроводов в местах гибов. Такие разрушения иногда приводили к тяжелым авариям [2-9—2-14]. Разрушения и трещины локализовались, как правило, в двух областях: на внутренней поверхности стенки параллельно нейтральной оси гиба и на наружной — на растянутой (лобовой) стороне гибов вдоль осей труб. Последнее в большинстве случаев характерно для паропроводных труб.

Следует отметить, что на котлостроительных заводах до последнего времени гибка циркуляционных и перепускных труб с толщиной стенки до 17 мм производилась без подогрева, а при относительном радиусе гиба более трех и без последующей термообработки. Единого мнения о влиянии предварительной холодной деформации перлитных сталей на их работоспособность в условиях длительной эксплуатации не было. Целесообразно рассмотреть некоторые исходные данные, которые, однако, не отличаются единообразием.

На одной электростанции Иркутскэнерго [2-9] произошло разрушение пароперепускной трубы диаметром 133×10 мм из стали 12Х1МФ. Труба проработала 16 289 ч при температуре пара 518°C и давлении 10 МПа. Разрушение произошло по растянутой стороне гиба на длине 750 мм с максимальным раскрытием 195 мм. Разрушение было хрупкое без увеличения диаметра и без технологического утонения стенки. На этом же котле позднее был выявлен ряд случаев начальной стадии разрушения таких же гибов и также на растянутой стороне.

По данным Уральского отделения ОРГРЭС [2-10] повреждения гнутых участков необогреваемых водоопускных, пароперепускных и пароотводящих труб после различных периодов эксплуатации происходили на котлах различных типов (ТП-46А, ТП-17, ПК-10, П-2 и др.). Разрывы труб происходили по трещинам, образующимся, как правило, на внутренней поверхности параллельно нейтральной оси гиба. Исследования поврежденных труб показали соответствие качества металла требованиям поставки и эксплуатации. Разрывы труб были хрупкие с большим раскрытием. Трещины были заполнены продуктами коррозии. Во всех поврежденных гибах было замечено значительное отклонение сечений от круглой формы.

Из 455 проверенных Уральским отделением ОРГРЭС с помощью ультразвука труб диаметром 133×7 мм в 258 гибах с овальностью 9—12% были выявлены трещины длиной до 500 мм с глубиной до 4 мм. В гибах с овальностью менее 5—6% при ультразвуковом контроле трещин обнаружено не было.

Отклонение сечения от круглой формы, образующееся при гибке труб вследствие несовершенства технологии, вызывает появление в гнутом участке в рабочих условиях значительных добавочных напряжений, причиной которых является изгиб стенки под воздействием внутреннего давления. Добавочные изгибные напряжения в трубе возрастают с увеличением овальности [2-11, 2-12], однако решающую роль здесь играет форма сечений, которая может быть весьма разнообразной.

Технические условия на соединительные трубы котлов ограничивают максимальную овальность гибов 8—12%. На практике допускаемая нормами овальность часто не выдерживается.

Наибольшее число разрушений гнутых участков паропроводов из стали 12Х1МФ по данным УралВТИ [2-13] приходится на трубы диаметром 273×20 мм, работающие при температуре 540°C и давлении 10—14 МПа. Все исследованные гибы разрушались в зоне наружной образующей, развитие повреждений начиналось с наружной поверхности. По данным УралВТИ причинами разрушений были ускоренная ползучесть, вызванная низкой длительной прочностью стали с браковочной микроструктурой, и высокие изгибные напряжения в стенке, обусловленные отклонением формы сечения гиба от круговой. Следует отметить, что гипотеза о том, что основной причиной разрушений труб является их повышенная овальность, была недостаточно подкреплена фактическим материалом.

Начиная с 1969 г. в Белорусской энергосистеме [2-14] зарегистрировано несколько случаев разрушений гибов паропроводных труб, часть которых сопровождалась большим раскрытием гибов. В двух наиболее тяжелых случаях произошло раскрытие гиба трубы диаметром 273×30 мм на параметры 14 МПа, 555°C после 50 990 ч эксплуатации и гиба трубы диаметром 273×20 мм на параметры 10 МПа, 540°C после 102 893 ч эксплуатации. Гибы имели пониженную пластичность по сравнению с прямыми участками. Отмечено резкое снижение прочностных свойств при рабочей температуре, что свидетельствует об разупрочнении стали. Металл гибов работал в тяжелых условиях, обусловленных наличием значительных дополнительных напряжений от внутреннего давления из-за неправильной формы поперечного сечения гиба и утонения стенки на растянутой (лобовой) стороне гиба.

По заключению службы металлов и сварки Белглавэнерго повреждения гибов паропроводов были вызваны высокими рабочими напряжениями, что в условиях низкой жаропрочности обусловило ускоренную ползучесть металла и разрывы в связи с исчерпанием ресурсов жаропрочности и длительной пластичности.

Наиболее высокая повреждаемость гибов наблюдалась на паропроводах с малой толщиной стенки: при диаметрах труб 273×20 мм (10 МПа, 540°C) и 273×30 мм (14 МПа, 555°C). Характерно, что на общестанционных паропроводах (на сборных и переключательных магистралях), работавших фактически в постоянном режиме — без пусков и остановов, повреждений не отмечалось, а на паропроводах, соединявших котлы с турбинами, имевших за срок эксплуатации до 500 пусков и остановов, повреждения гибов наблюдались неоднократно.

Приведенные данные по повреждениям гибов показывают, что причины разрушений гибов паропроводных и водоопускных труб экранов должны быть, по-видимому, разные: в первом случае причиной могла быть повышенная ползучесть, во втором — коррозионно-механическая усталость металла. Однако в обоих случаях предпосылку разрушений, очевидно, следовало искать в высоком уровне напряжений, обусловленном чрезмерной овальностью сечений гибов.

Создавшееся положение с гибами труб требовало принятия срочных мер. Поскольку в качестве основной причины разрушений называлась повышенная овальность труб, было принято решение о замене всех гибов труб циркуляционных контуров с овальностью выше 8% и установлена очередность замены. Одновременно вводился ультразвуковой контроль гибов.

Все эти мероприятия требовали больших усилий как от ремонтного персонала, так и от заводов — поставщиков труб. Появилась настоятельная необходимость дополнительных исследований и в первую очередь — проведения натурной горячей тензометрии для установления фактического уровня действующих в гибах напряжений и выяснения влияния на них овальности труб и эксплуатационных режимов. Такая работа была выполнена МЭИ на гибах необогреваемых труб циркуляционных контуров котлов типа ТП-80.

Данные натурной тензометрии, выполненной с помощью аппаратуры МЭИ при опрессовках, растопках и остановках котла, показали, что существует довольно четко выраженная взаимосвязь между тангенциальными напряжениями в трубах и внутренним давлением. Наибольшие напряжения у наружной поверхности развивались на внешней (растянутой) и на внутренней (сжатой) сторонах гиба. Наименьшие напряжения имели место на боковых (нейтральных) сторонах гибов (при рас-

топках в отдельные периоды времени они были отрицательные). Так, у гиба, имевшего овальность сечения 8,4%, тангенциальное растягивающее напряжение на растянутой стороне гиба при давлении 13,5 МПа было $13{,}5 \cdot 10^7$ Па при напряжении на прямолинейном участке, не

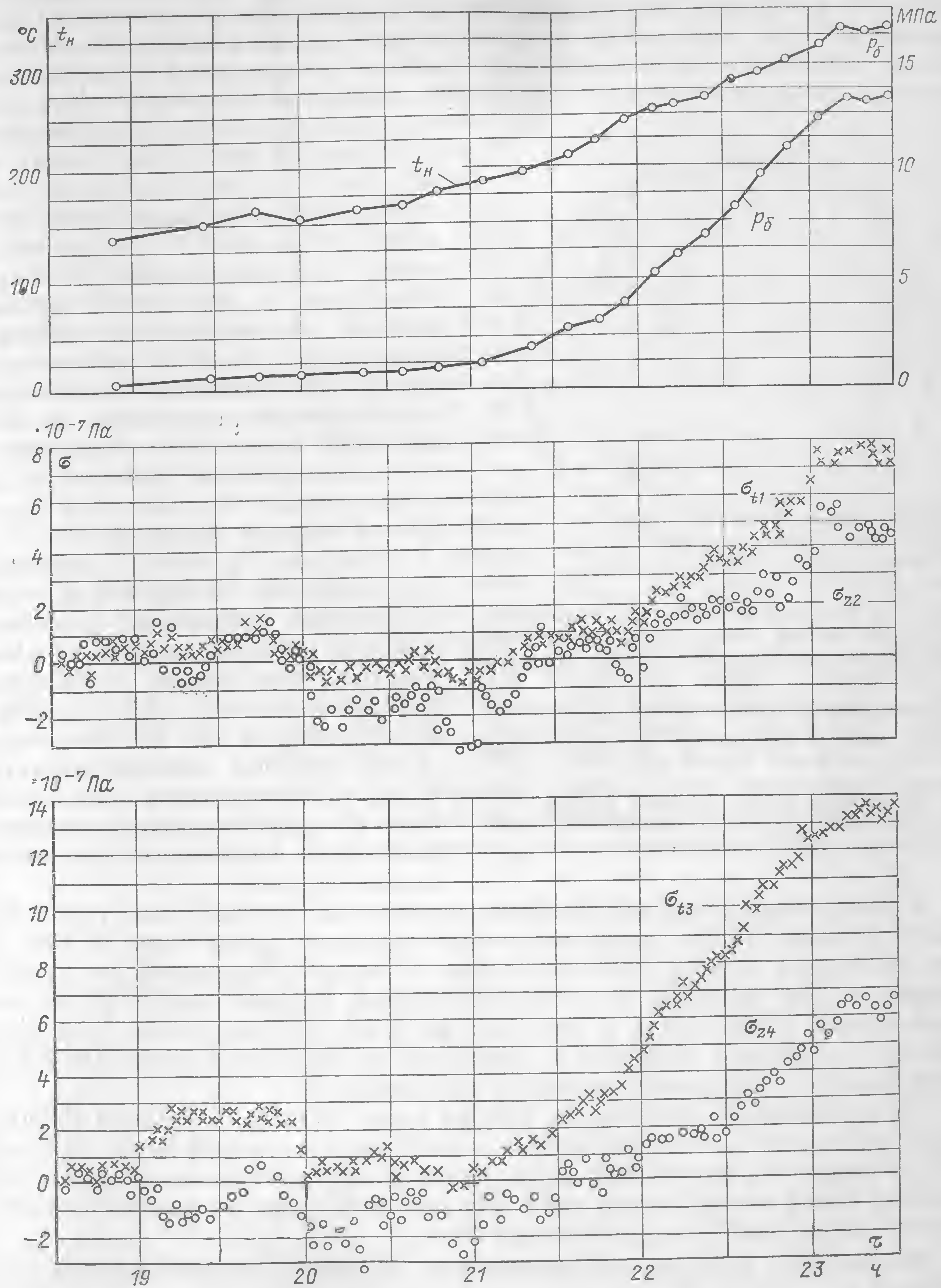


Рис. 2-24. Напряжения на прямолинейном участке и на растянутой стороне гиба водоопускной трубы при пуске котла.

$p_б$ — давление в барабане; $t_н$ — температура насыщения пара; $σ_{t1}$ и $σ_{z2}$ — тангенциальное и аксиальное напряжения на прямом участке трубы; $σ_{t3}$ и $σ_{z4}$ — то же на гибе; τ — время от начала растопки

имевшем овальности, $8 \cdot 10^7$ Па. На рис. 2-24 показано, как изменялись напряжения в гибе при пуске и останове котла.

Натурная тензометрия была выполнена для нескольких гибов с овальностью от 3 до 9%. С увеличением овальности сечений неравномерность распределения напряжений по окружности и максимумы напряжений при одинаковом установившемся рабочем внутреннем давлении возрастали. Аксиальные напряжения на наружной поверхности гибов в процессах растопок имели отклонения от расчетных значений, определявшихся по внутреннему давлению. В некоторых местах в отдельные периоды растопок они переходили в отрицательную область. Эти аномалии следует объяснить возникновением не поддающихся в настоящее время расчету дополнительных компенсационных усилий в водоопускных трубах, связанных с местным односторонним обогревом экранных труб факелом и с изменением распределения температур в водоопускных трубах при продувках нижних точек экранов.

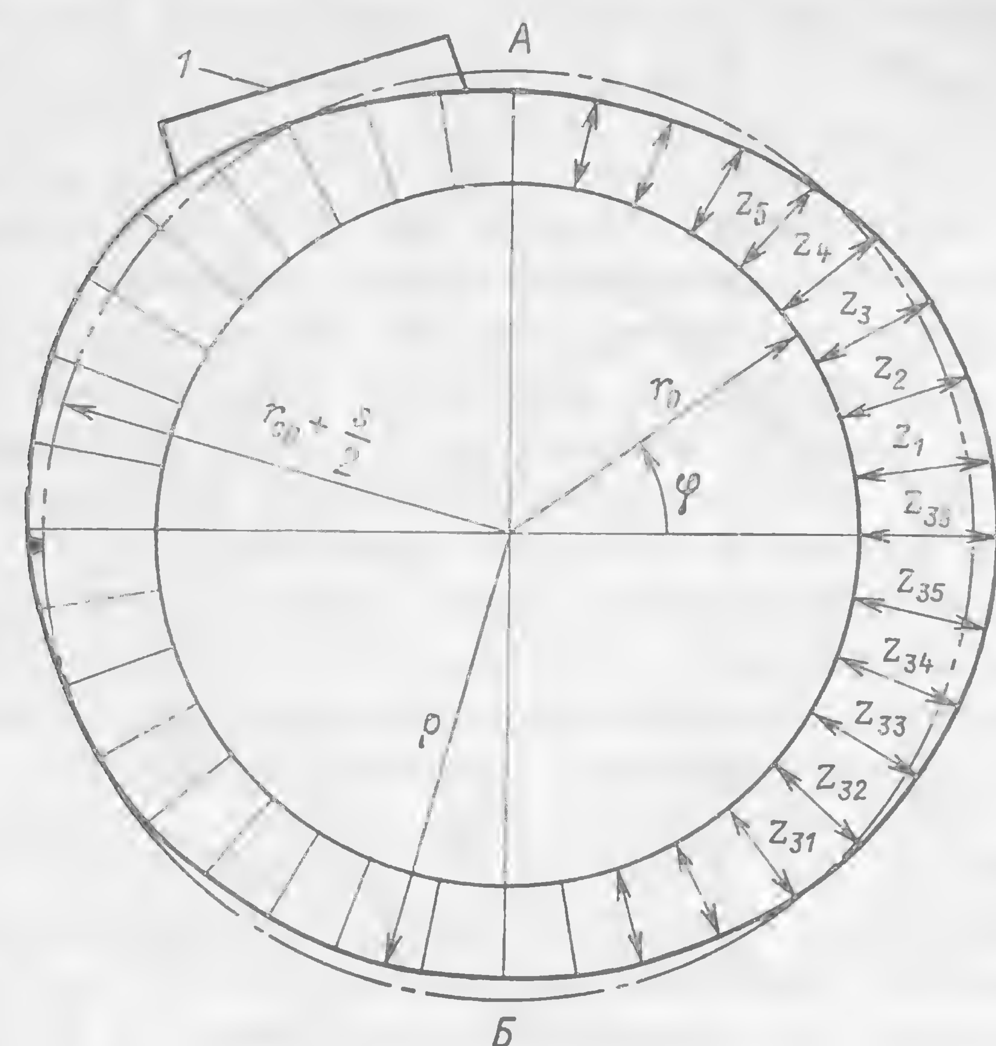


Рис. 2-25. Профиль сечения гиба водоопускной трубы котла типа ТП-80 диаметром 159×12 мм из стали 20, исследовавшегося МЭИ.

1 — место расположения тангенциального тензометра с базой 50 мм; *А* — внешняя (растянутая) сторона гиба; *Б* — внутренняя (вогнутая) сторона гиба; r_0 — радиус базовой окружности; $r_{ср}$ — средний радиус сечения гиба; *s* — толщина стенки; ρ — текущий радиус профиля сечения; z_1—z_{36} — расстояния от базовой окружности до профиля сечения.

Методика расчета изгибной составляющей напряжений от внутреннего давления в гибах труб при наличии овальности разрабатывалась рядом авторов. Известны метод Д. Л. Костовецкого [2-15] и В. А. Нахалова [2-12]. Другие методы расчета [2-10, 2-11] пригодны лишь для труб с эллиптическим сечением, которое не встречается в практических случаях.

В МЭИ были измерены профили поперечных сечений ряда гибов на водоопускных трубах циркуляционных контуров котла типа ТП-80 и они оказались весьма разнообразными и сильно отличались от эллиптического. На рис. 2-25 представлен профиль сечения одного из исследовавшихся МЭИ гибов с овальностью 8,4% по наружному контуру, снятый с помощью шаблона и специального приспособления ОРГРЭС, позволявшего определять кривизну поверхности.

Из произвольно выбранного центра здесь проведена базовая окружность радиусом r_0, которая делилась на 36 равных частей через каждые 10°. Измерялись расстояния z_i от базовой окружности до профиля наружной поверхности стенки гиба. На рис. 2-25 указано также расположение тангенциального тензометра МЭИ.

Результаты расчета тангенциальных изгибных напряжений на наружной и внутренней поверхностях стенки трубы по методу Нахалова представлены графически на рис. 2-26. Для сопоставления был выполнен также расчет изгибной составляющей напряжений от внутреннего давления в этом же гибе по методу Костовецкого [2-15]. Эта методика позволяет определять как тангенциальную, так и аксиальную составляющие напряжений. Результаты расчета тангенциальной составляю-

щей представлены на рис. 2-27, а аксиальной — на рис. 2-28. Сопоставление результатов расчетов с данными натурной тензометрии показало, что расчет по методу Костовецкого дает результаты, ближе сходящиеся с данными тензометрии, чем расчет по методу Нахалова. Последний завышает напряжения приблизительно на 30%. Зона наибольших напряжений в сечении гиба по обоим методам расчета совпадает.

Результаты исследования показали, что распределение тангенциальных и аксиальных напряжений по окружности поперечных сечений гибов со сложной формой сечения весьма неравномерно. Степень овальности гиба, подсчитываемая как отношение разности наибольшего и наименьшего наружных диаметров к номинальному диаметру трубы, не характеризует фактическое напряженное состояние гиба и максимальные действующие напряжения в случае сложного профиля поперечного сечения.

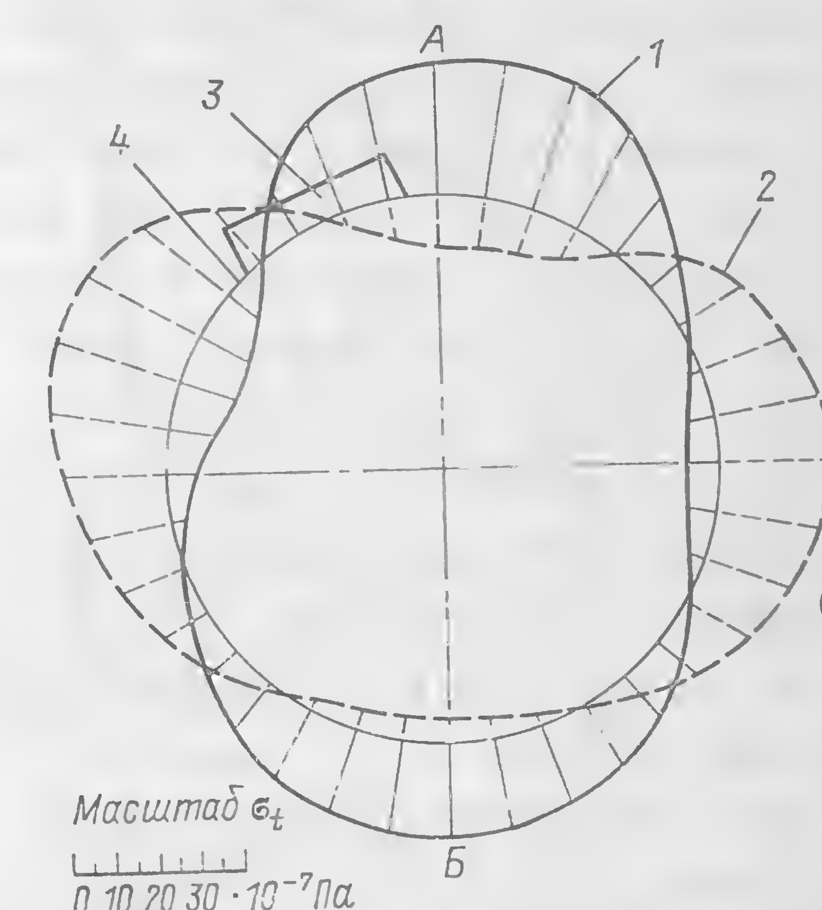


Рис. 2-26. Тангенциальные напряжения в сечении гиба водоопускной трубы (рис. 2-25), определенные расчетом по методу В. А. Нахалова (ВоФВТИ) [2-12].

1 — напряжение у наружной поверхности стенки гиба; 2 — напряжение у внутренней поверхности; 3 — место расположения тангенциального тензометра МЭИ с базой 50 мм; 4 — окружность нулевых напряжений.

Проверка исследовавшихся гибов на усталостную прочность при полученных на базе произведенных расчетов и измерений амплитудах приведенных напряжений показала, что гибы труб в пределах исследованных значений овальности сечений (до 9%) выдерживают расчетное количество циклов нагружения (3000).

Результаты исследований подтвердили высказанное рядом специалистов предположение, что одной из основных причин разрушений гибов циркуляционных труб являются усталостные процессы в металле,

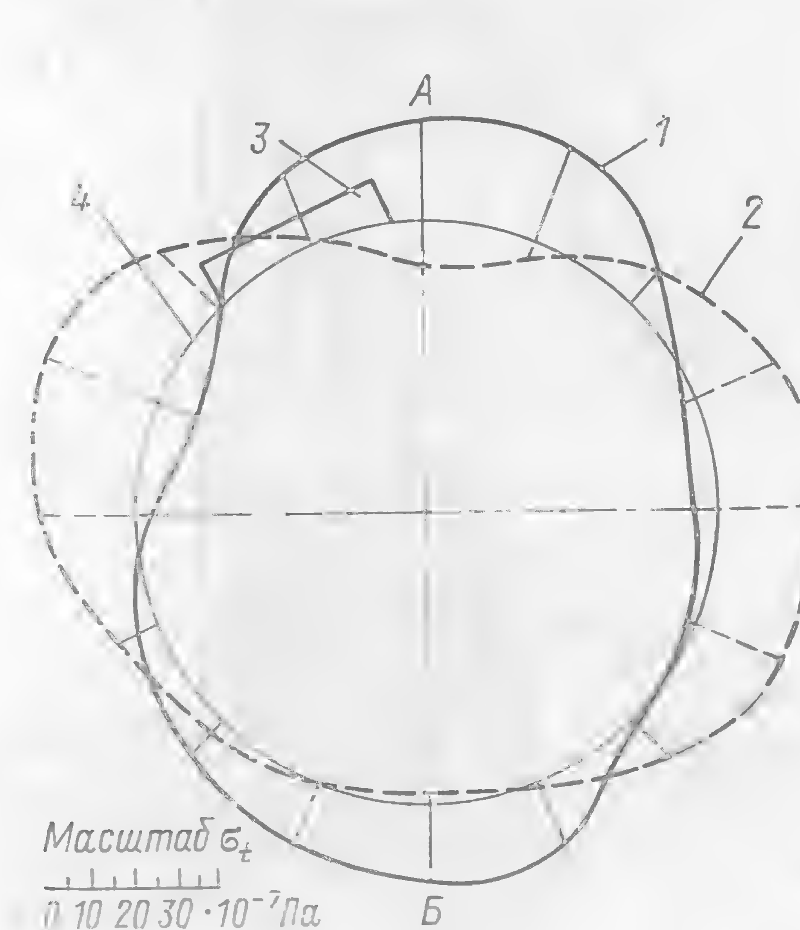


Рис. 2-27. Тангенциальные напряжения в сечении гиба водоопускной трубы (рис. 2-25), определенные расчетом по методу Д. Л. Костовецкого (ЦКТИ) [2-15].

Обозначения те же, что и на рис. 2-26.

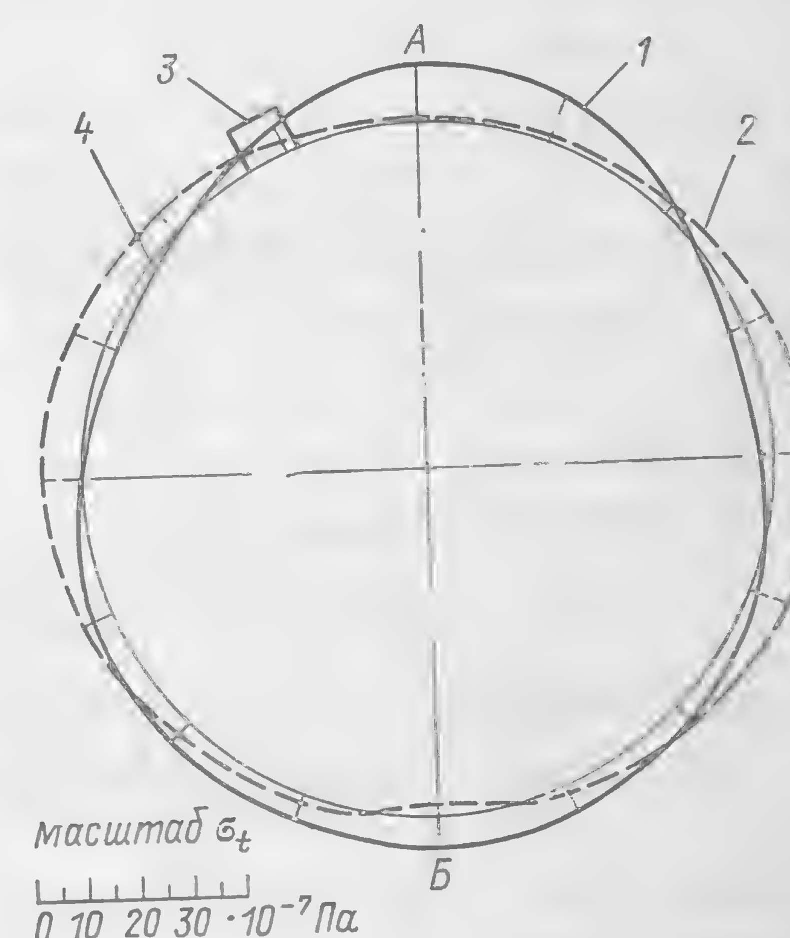


Рис. 2-28. Аксиальные напряжения в сечении гиба водоопускной трубы, изображенного на рис. 2-25 (расчет выполнен по методу Д. Л. Костовецкого).

3 — место установки аксиального тензометра МЭИ с базой 50 мм; остальные обозначения те же, что и на рис. 2-25.

Рис. 2-29. Напряжения на прямом участке и на гибе главных паропроводов на параметры пара 10 МПа, 510°С при пусках котлов.

а — результаты тензометрии прямолинейного вертикального участка паропровода котла № 5 типа ТП-230 Приднепровской ГРЭС; *б* — результаты тензометрии гиба паропровода от котла № 6 типа ТП-230 к турбине К-100-90 Мироновской ГРЭС; *в* — конфигурация главных паропроводов (одинаковая на обеих ГРЭС); *г* — расположение тензометров в сечении *m-m* на вертикальном участке паропровода Приднепровской ГРЭС; *д* — расположение тензометров на гибе *n* паропровода Мироновской ГРЭС; $t_{пе}$, $p_{пе}$ — температура и давление острого пара; $\overline{D}$ — относительная паропроизводительность котла; *I* — зажгли мазутную форсунку; *II*, *III* — открыли соответственно ППК5-1 и ППК5-2; *IV*, *V* — открыли соответственно ППК6-1 и ППК6-2; ω — скорость прогрева паропровода; $t^{ст}_{a1}$ — температура стенки паропровода; σ — напряжение в стенке трубы с указанием номера тензометра.

подвергающемся циклическим напряжениям, сопровождающиеся коррозией под действием котловой воды. В то же время исследование показало, что лишь при наличии первоначальных зародышевых дефектов металла гибов технологического происхождения эти процессы могут приводить к разрушениям гибов. Поэтому важнейшим мероприятием для профилактики подобных аварий должен явиться тщательный ультразвуковой контроль металла гибов, находящихся в эксплуатации, с заменой дефектных гибов. При отсутствии дефектов металла гибы с овальностью до 9% могут надежно работать. Одновременно должно контролироваться отсутствие защемлений труб, а водный режим котлов должен поддерживаться в соответствии с нормами. Для вновь изготовляемых гибов следует изменить технологию заводской гибки труб, ввести горячую гибку труб с наружным диаметром более 108 мм на рабочее давление 9 МПа и выше. После гибки должен производиться ультразвуковой контроль всех гибов на заводе.

Тензометрическое исследование гиба на главном паропроводе в пускоостановочном режиме проводилось МЭИ на Мироновской ГРЭС Донбассэнерго (паропровод от котла ТП-230 к турбине К-100-90). Результаты опыта представлены на рис. 2-29. Здесь же для сопоставления представлены данные натурной тензометрии аналогичного паропровода на прямолинейном участке, выполненной на Приднепровской ГРЭС Днепрэнерго. Как видно из рис. 2-29, напряжения на внешней стороне гиба в 1,5—1,8 раза больше, чем на прямом участке паропровода. Тангенциальные напряжения на внешней стороне гиба в 3—4 раза больше, чем на внутренней.

2-3. НАПРЯЖЕНИЯ В ТРОЙНИКОВЫХ СОЕДИНЕНИЯХ ПАРОПРОВОДОВ

Распространенным и в то же время слабым элементом паропроводов являются тройники. Известно большое количество случаев выхода из строя оборудования по причине повреждений тройниковых соединений.

На блоках 300 МВт на паропроводах острого пара сверхкритических параметров

(25,5 МПа, 540—570°С) и на горячих нитках промперегрева наблюдались повреждения сварных тройниковых соединений из сталей 12Х1МФ и 15Х1М1Ф.

Так, в 1967 г. на дубль-блоке 300 МВт Каширской ГРЭС произошел отрыв штуцера тройника на линии отвода пара от главного паропровода к коллектору предохранительных клапанов. Отрыв произошел около сварного шва в зоне термического влияния сварки. Штуцер имел размеры 245×45 мм при диаметре основного прохода 295×70 мм и был изготовлен из стали 15Х1М1Ф.

При обследовании других тройников этого же блока в 8 случаях была отмечена повышенная твердость металла шва и в 17 были обнаружены трещины длиной до 200 мм. Большое количество повреждений тройников в виде трещин было обнаружено и на других электростанциях с такими же параметрами пара.

Повреждения тройников наблюдались и на паропроводах других начальных параметров пара. Например, в 1962 г. у котла типа ТГМ-84 с начальными параметрами 14 МПа 570°С Ярославской ТЭЦ произошел отрыв по сварке двух штуцеров диаметром 133×17 мм из стали 12Х1МФ у тройниковых соединений на отводах из выходных коллекторов пароперегревателя в промывочно-продувочную линию. По документам обследований в качестве основных причин большинства повреждений указывалась недоброкачественная сварка и недостатки последующей термообработки. В качестве другой возможной причины называлcя высокий уровень действующих напряжений.

На паропроводах острого пара и промперегрева блоков сверхкритических параметров был введен контроль состояния сварных стыков, а проектным организациям было предложено проработать вопрос об изменении схем с целью сокращения количества тройниковых соединений на паропроводах. Одновременно заводы приступили к разработке более надежной конструкции тройников.

Для выяснения причин повреждений тройниковых соединений и повышения надежности необходимо проанализировать состояние металла поврежденных тройников и выяснить их напряженное состояние.

Большой опыт наблюдения за работой тройников на паропроводах в эксплуатационных условиях был накоплен Конаковской ГРЭС. В [2-16, 2-17] анализировались характер и возможные причины повреждений сварных тройниковых соединений из сталей 12Х1МФ и 15Х1М1Ф паропроводов свежего пара и горячих ниток промперегрева ряда блоков 300 МВт. Тройники паропроводов острого пара были изготовлены из ковано-сверленых и катаных труб, а горячих ниток промперегрева — из катаных труб. Все тройники были сварены электродами ЦЛ-20М, отпуск происходил при температуре 720—740°С в течение 5 ч.

Анализ повреждений был основан на результатах наружных осмотров 191 тройника острого пара и 35 — «горячего» промперегрева. Каждый тройник подвергался осмотру 2—3 раза за период эксплуатации. Тройники были изготовлены в 1963—1968 гг. до введения на заводах контроля твердости металла шва и зашлифовки его поверхности до плавного сопряжения с трубой и удаления наружных дефектов.

Первичный осмотр тройников на станции производился после различных сроков эксплуатации. В результате осмотров были выявлены следующие типы повреждений: а) паукообразное растрескивание в металле шва; б) кольцевые трещины в околошовной зоне вблизи границы сплавления; в) кольцевые трещины по разупрочненному участку зоны термического влияния на расстоянии 2—3 мм от линии сплавления.

Все кольцевые трещины типов «б» и «в» обнаруживались только со стороны основной трубы и располагались по периметру шва преимущественно на боковой поверхности тройника. Со стороны штуцера трещин не наблюдалось.

Осмотр тройников до ввода в эксплуатацию показал, что примерно 20% их имели зародышевые дефекты. Основная масса дефекта на тройниках с незашлифованной на заводе поверхностью швов развивалась в первый период эксплуатации: через 3500 ч работы доля поврежденных тройников достигала 80%, а через 7—10 тыс. ч все 100% тройников имели повреждения.

В процессе эксплуатации заметно росли повреждения типов «б» и «в». Отмечено отрицательное влияние на повреждаемость тройников количества пусков и остановов блоков.

Тройники с поверхностью сварного шва, зашлифованной до плавного сопряжения с основным металлом, показали более высокую надежность. Эксплуатационная надежность тройников из сталей 12Х1МФ и 15Х1М1Ф практически одинакова.

Из тройников горячих ниток промперегрева чаще всего повреждались тройники у отводов среды на сброс в конденсатор и в растопочный трубопровод, где температурный режим характеризуется наибольшей неравномерностью. Замечено также, что чаще повреждались тройники, где основная труба была тонкостенна, что свидетельствовало о влиянии напряжений от внутреннего давления.

Анализ повреждаемости сварных тройниковых соединений паропроводов высоких параметров различной поставки показал, что принятые на заводах технологические мероприятия (плавное сопряжение шва с металлом трубы, контроль твердости металла после термообработки) позволили заметно снизить повреждаемость тройников.

По истечении 17—20 тыс. ч работы было вырезано 12 тройников, которые были затем обследованы. Трещин в корнях швов обнаружено не было. Кольцевые трещины располагались на участке разупрочненной зоны термического влияния со стороны основной трубы и проходили в большинстве случаев на расстоянии 3—4 мм от линии сплавления. Измерения твердости основного металла труб и металла швов свидетельствовали о нарушениях режима термообработки сварных соединений.

Была оценена склонность сварных соединений тройников к хрупким разрушениям и установлено, что при малой скорости деформации наблюдается снижение пластичности соединения и появляются разрушения в зоне сплавления или на разупрочненном участке зоны термического влияния. Это дало основание считать, что в подобных сварных соединениях следует выносить зону термического влияния за пределы действия высоких изгибных напряжений.

Вблизи сварного шва тройникового соединения кроме напряжений от внутреннего давления действуют также дополнительные напряжения от изгиба. Изгибные напряжения возрастают при недостаточной компенсационной способности паропроводов. Концентрация изгибных напряжений в тройнике зависит от размеров радиусных переходов. При увеличении плавности радиусных переходов повреждаемость тройников уменьшалась.

Таким образом, анализ повреждаемости тройниковых соединений на паропроводах показал, что в разрушениях этих узлов существенную роль должны играть действующие здесь напряжения от внутреннего давления, компенсационные и температурные. При рассмотрении работоспособности тройников следует сосредоточить внимание на их поведении при циклических внешних нагрузках, например, связанных с температурным удлинением трубопроводов.

Своеобразная геометрическая форма и влияние ряда дополнительных факторов делают почти невозможным аналитическое исследование напряжений в тройниках. Поэтому исследования ведутся почти исключительно экспериментально. Упоминавшаяся выше программа численного решения задач о температурных напряжениях в деталях сложной формы с использованием ЭВМ, базирующаяся на принципе минимума свободной энергии [1-39], для пространственной задачи применительно к тройниковым соединениям паропроводов непригодна.

Нормы расчета на прочность котлов в части тройниковых соединений ограничиваются определением предельно допустимого диаметра неукрепленного отвода и расчетом укреплений, когда они требуются. Расчет укреплений у тройников базируется на принципе компенсации металла, вырезанного из основной трубы для образования отверстия, в которое вставляется отвод [2-18]. Удаленный металл должен быть возмещен утолщением стенок основной трубы и штуцера в зоне отверстия, а также металлом усиливающих элементов.

Рекомендации по определению коэффициентов концентрации напряжений в тройниках, базирующиеся на теории оболочек и дающие приближенное представление о напряженном состоянии тройниковых соединений, приводятся в [1-17, 2-18].

Е. А. Троянским с соавторами [2-19] дан вывод приближенных формул для расчета на внутреннее давление сварных тройников, основанный на теории цилиндрических оболочек. Предполагается, что по контуру соединения отвода с трубой действует распределенная нагрузка q, обусловленная внутренним давлением, передаваемая от отвода основной трубе. Она разлагается на составляющую q', действующую в радиальном направлении основной трубы, и q'' — в окружном. Радиальная нагрузка q' создает в основной трубе-оболочке изгибающий момент, распределенный неравномерно по контуру сопряжения. Вследствие этого в оболочке возникает напряжение от изгиба в осевом и окружном направлениях. Кроме того, в окружном направлении основной трубы-оболочки действует напряжение, обусловленное нагрузкой q''.

При расчетах тройниковых соединений получило распространение понятие коэффициента прочности тройника φ, определяемого двумя способами: по предельному состоянию и разрушающему давлению. В первом случае коэффициент прочности определяют как отношение предельного давления, приводящего тройник в состояние развитого пластического течения, к предельному давлению для неослабленной трубы, во втором — как отношение разрушающего давления для тройника к разрушающему давлению для основной трубы. Коэффициент прочности может определяться как расчетным путем с использованием условий пластичности и теории прочности, так и экспериментально.

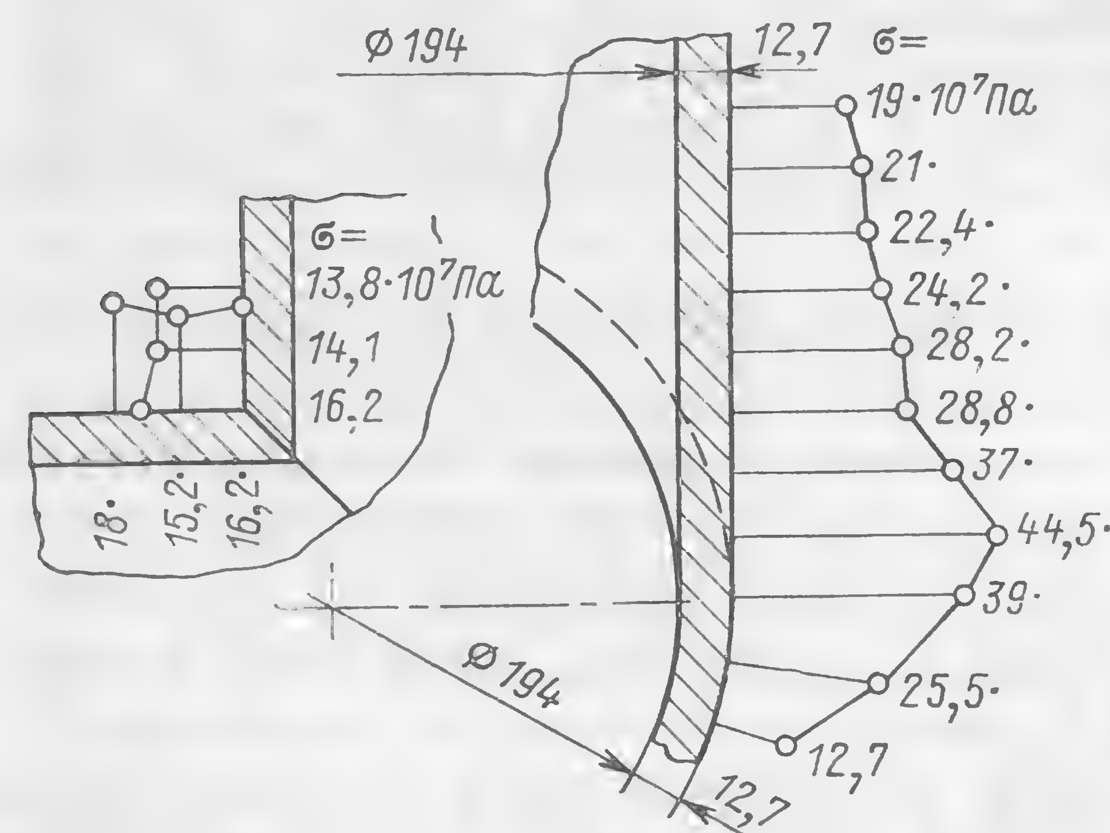


Рис. 2-30. Распределение напряжений в равнопроходном тройнике по данным стендовых тензометрических испытаний при комнатной температуре, выполненных за рубежом (цифрами у графика указаны значения растягивающих напряжений в соответствующих точках у наружной поверхности стенки тройника).

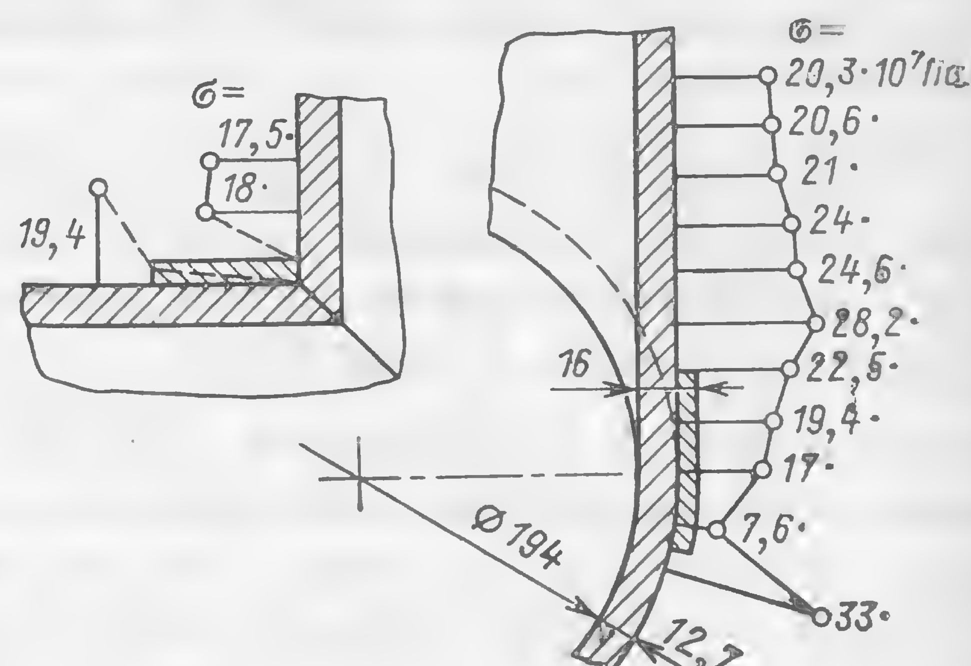


Рис. 2-31. Распределение напряжений в равнопроходном тройнике у наружной поверхности после усиления тройника накладками по данным стендовых тензометрических испытаний при комнатной температуре, выполненных за рубежом.

На рис. 2-30 и 2-31 приводятся данные первых тензометрических стендовых испытаний тройников при комнатной температуре, выполненных за рубежом. Испытывался равнопроходной тройник без усиления и усиленный накладками. Результаты опытов представлены в виде графиков напряжений в основных сечениях тройника, возникавших под действием внутреннего давления в 24 МПа. Напряжение в основной трубе вдали от тройника при давлении испытания, рассчитанное по формуле $\sigma = pd_в/2s$, равно $18{,}2\cdot10^7$ Па. По показаниям тензометров напряжение у наружной поверхности на боковых сторонах тройника, нагруженного вышеуказанным давлением, составило $44{,}5\cdot10^7$ Па, а в углах не превосходило $19\cdot10^7$ Па. В тройнике, усиленном накладками (рис. 2-31), максимальное напряжение не превышало $33\cdot10^7$ Па.

Картина распределения напряжений в литых тройниках была установлена в других зарубежных исследованиях (рис. 2-32). Аксиальное напряжение от внутреннего давления в основной трубе вдали от тройника по расчету для этих опытов составило $1{,}23\cdot10^7$ Па.

Как видно из этих исследований, возникающие в поверхностных слоях металла тройников напряжения местами превосходят напряжения в основных трубах вдали от тройников в несколько раз. Как и в трубах, при наличии овальности сечений здесь основную роль играют изгибные напряжения, возникающие в стенке под действием внутреннего давления.

Приведенные в литературе данные ряда исследователей по разрушению тройников показывают, что разрушения происходят не всегда в местах наибольших замеренных напряжений. Это свидетельствует о резком изменении картины распределения напряжений перед разрушением по сравнению с распределением при умеренных давлениях и небольших деформациях в условиях измерений.

Для ответственных трубопроводов сварные тройники должны быть усилены для достижения равнопрочности с транзитными трубами. Простейшим способом усиления является увеличение толщины стенки по сравнению с основной трубой без изменения конструкции тройника. При высоких давлениях можно устанавливать кольца или воротники (рис. 2-33). Применение последних широко распространено в США [2-18]. Применение ребер жесткости пригодно лишь при невысокой температуре. Во время прогрева тройника температура ребер будет ниже, чем стенки, и в ребрах возникнут большие температурные напряжения.

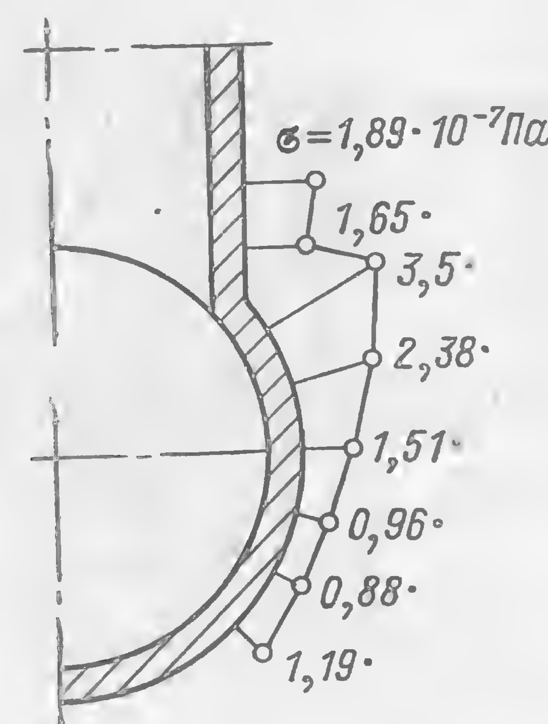


Рис. 2-32. Распределение напряжений в чугунном литом тройнике при комнатной температуре при нагружении внутренним давлением по данным зарубежных исследований.

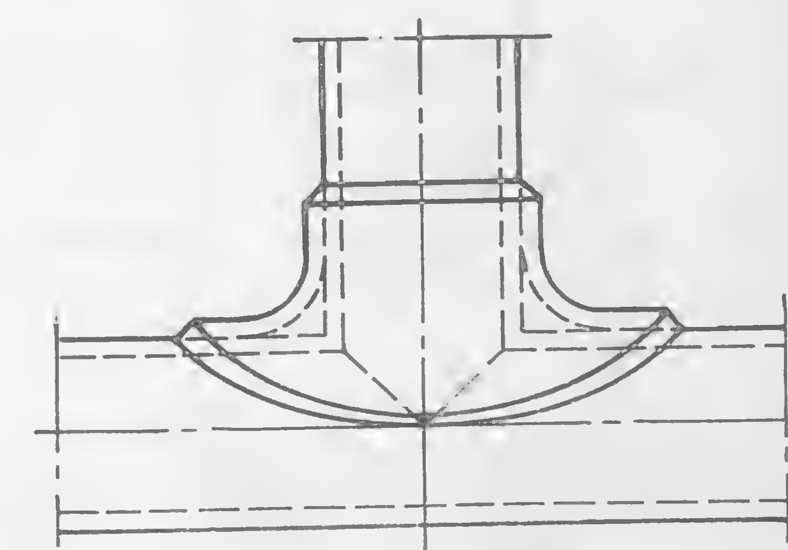


Рис. 2-33. Конструкция тройника, усиленного воротником.

В МЭИ [2-19] была проведена экспериментальная проверка приближенной методики расчета тройников с использованием холодной тензометрии. Распределение напряжений по наружной поверхности тройников вблизи сварного шва приводится на рис. 2-34, где цифрами указаны относительные напряжения по направлениям стрелок, отнесенные к аксиальному напряжению в неослабленной основной трубе. Сопоставление методики расчета с экспериментом производилось по коэффициенту прочности, что дало удовлетворительную сходимость.

Стендовое исследование длительной прочности моделей тройников из стали 20 при температуре 500°С при нагружении внутренним давлением выполнено в ЦКТИ [2-20]. Внутренний диаметр основной трубы для различных испытывавшихся моделей тройников составлял от 25 до 38 мм, а отношение внутренних диаметров отвода и основной трубы $d_в/D_в$ было от 0,32 до 1. Тройники доводились до разрушения статическим давлением (нагружающая среда — азот). Основной тип разрушения — трещина под прямым углом в плоскости тройника, охватывающая как основную трубу, так и отвод (рис. 2-35,*а*). Наибольшую деформацию при разрушении обнаруживали равнопроходные тройники.

Таблица 2-1

Тип тройника	$d_в/D_в$	S_1/S	$S/D_в$	Тип тройника	$d_в/D_в$	S_1/S	$S/D_в$
1	1	1	0,123	6	0,5	0,0	0,05
2	0,7	1	0,3	7	0,4	1—1,16	0,085
3	0,7	0,7—0,77	0,3	8	0,4	0,4	0,165
4	0,7	0,7	0,165	9	0,32	0,86	0,092
5	0,7	0,7	0,124				

Изображенные по-разному на рис. 2-35 экспериментальные точки относятся к типоразмерам испытывавшихся тройников (табл. 2-1).

В практических расчетах коэффициент прочности тройника φ можно определить по методике, основанной на принципе компенсации сече-

ния удаленного металла в стенке трубы прибавкой толщины стенки трубы и отвода. Если приведенное напряжение в основной трубе $\sigma_{пр}=p(D_в+s)/200s$ разделить на коэффициент прочности тройника, то получим условное напряжение в тройнике $\sigma_{пр}/\varphi$, которое следует сопоставить с соответствующим пределом длительной прочности стали $\sigma_{д.п}$. Это сопоставление приводится на рис. 2-35,*б*, где прямая линия характеризует длительную прочность стали, а отдельные точки соответствуют опытным значениям длительной прочности тройников. Все

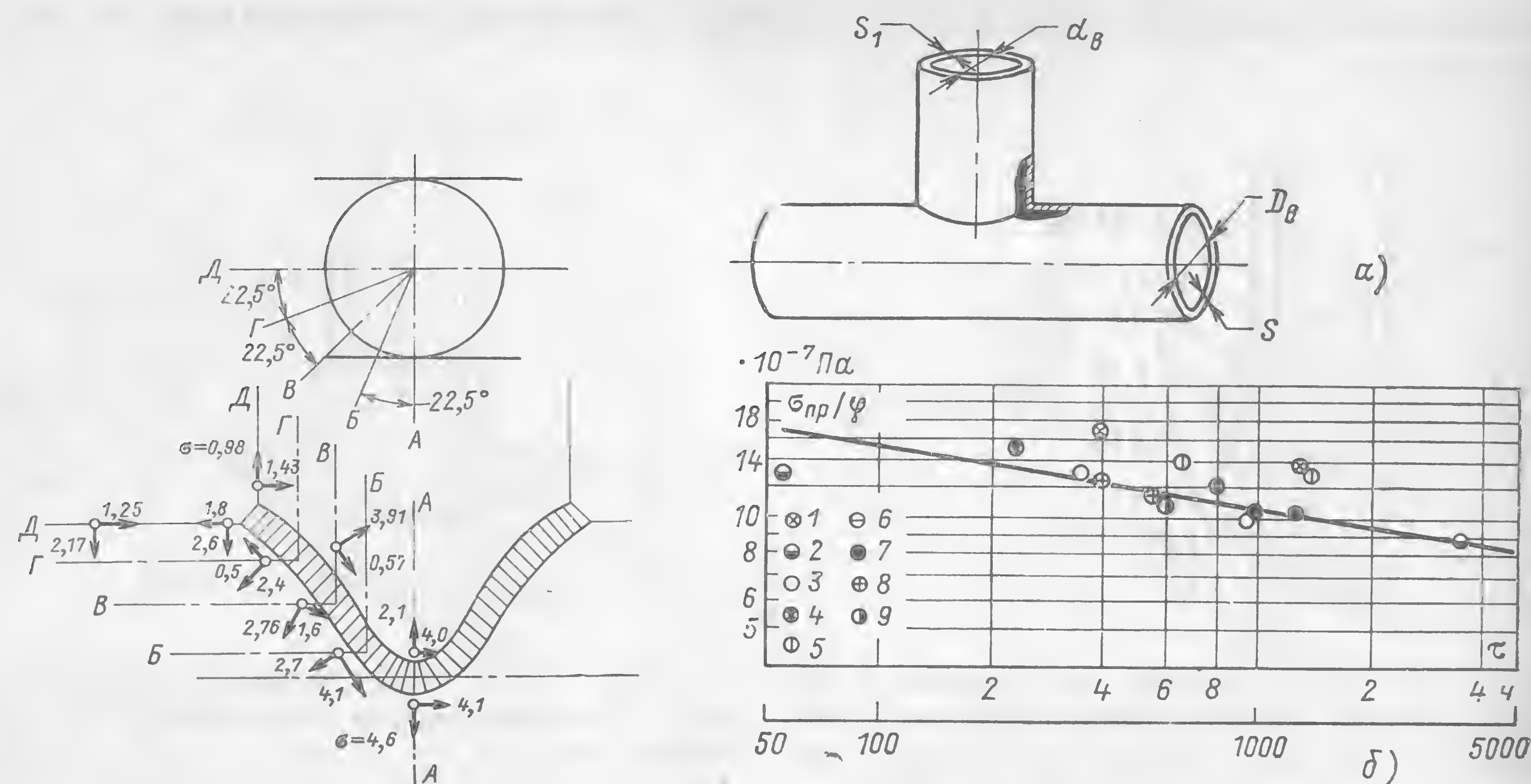


Рис. 2-34. Характер распределения напряжений около сварного шва тройника в исследовании Е. А. Троянского МЭИ [2-19].

А—Д — плоскости расположения датчиков на тройнике; цифрами обозначены относительные напряжения.

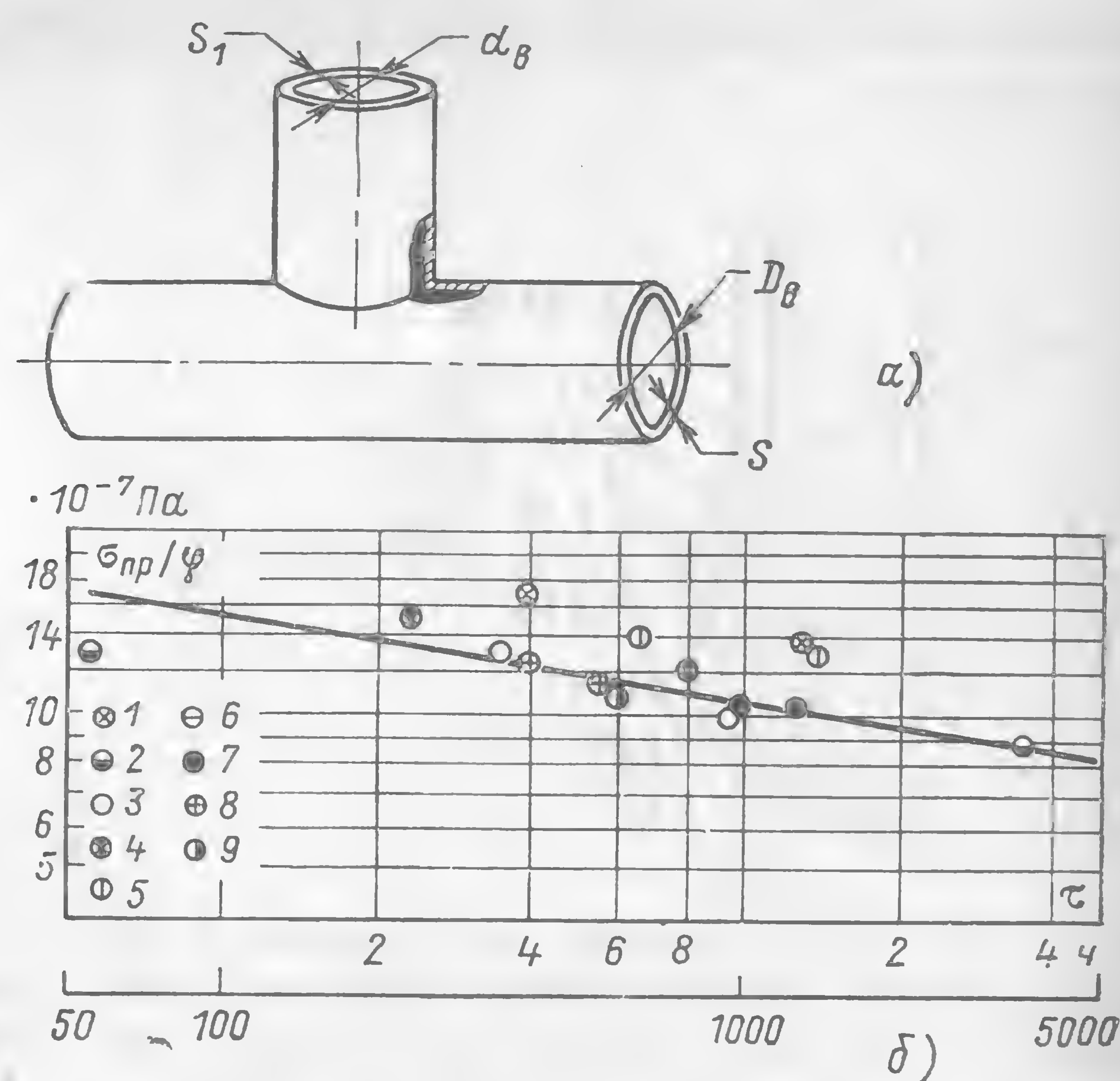


Рис. 2-35. Результаты испытаний моделей тройников на длительную прочность при температуре 500°С в ЦКТИ.

а — типичный вид разрушения; *б* — длительная прочность тройников.

точки, за исключением относящихся к тонкостенным тройникам с отношением $d_в/D_в$, равным 0,7 и 1,0, расположились в зоне прямой с небольшим разбросом. Это свидетельствует о том, что определяемая расчетом величина $\sigma_{пр}/\varphi$ пригодна для оценки прочности тройников в условиях ползучести.

Повышенная прочность тонкостенных тройников, по-видимому, связана с их большей свободой деформации и приспособлением формы к восприятию нагрузки. Происходящее в процессе ползучести перераспределение напряжений в определенной мере снижает уровень их концентрации. Выполнение перехода основной трубы в отвод с возможно большим радиусом сопряжения, по мнению ЦКТИ, должно снизить концентрацию напряжений в тройниках.

В настоящее время на ТЭС СССР начинают применяться тройники с вытянутой горловиной, штампованные из труб. Их преимуществами являются вынесение сварного шва из зоны больших изгибных напряжений и облегчение контроля швов неразрушающими методами. Для оценки прочности таких тройников необходимо знать их несущую способность и напряженное состояние. Экспериментальное определение этих величин для натурных тройников из стали 20 и 12Х1МФ с наружным диаметром основной трубы от 219 до 310 мм и отвода от 133 до 284 мм при толщине стенки от 11 до 51 мм было выполнено совместно ЦНИИТмаш, ЦКТИ и БелКЗ [2-21]. Предельное давление в тройнике p^*_d (несущая способность) определялось графически по точке излома на графиках зависимости перемещений стенки тройников от давления. Для этой цели у наружной поверхности стенки тройника устанавливались индикаторы, которые измеряли перемещение (выпучивание) стенки. Аналогичные измерения выполнялись в МЭИ [2-19]. На рис. 2-36,*а* показано расположение индикаторов и их нумерация для опытов МЭИ, а на рис. 2-36,*б* — для опытов ЦНИИТмаш. На рис. 2-37 совмещенно показаны результаты одного из опытов МЭИ для тройника с $D_н=273$ мм, $d_н=273$ мм и $s=40$ мм из стали 12Х1МФ и опыта ЦНИИТмаш на тройнике из стали 20, имевшем $D_н=217,4$ мм и $d_н=133,2$ мм при толщинах стенок основной трубы и отвода соответственно 15,5 и 10,7 мм. Результаты опытов взаимно согласуются.

Разрушающая нагрузка p_d^{**} определялась при непрерывном и медленном повышении давления, чтобы пластическое деформирование протекало более полно. Расчетные и опытные значения коэффициента прочности по предельному давлению φ^* сходятся между собой с разбросом точек ±15%. Коэффициент прочности по разрушающей нагрузке получился выше, чем по предельному давлению.

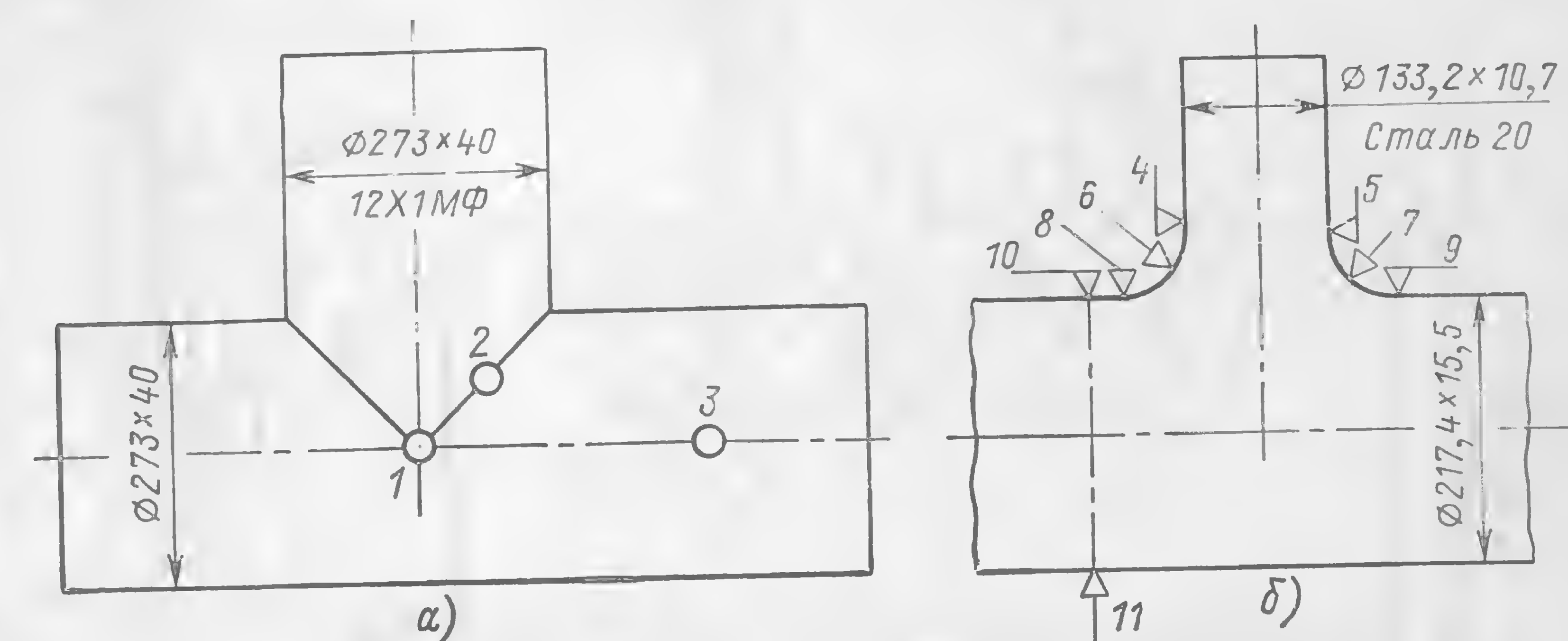


Рис. 2-36. **Расположение и нумерация индикаторов на поверхности тройников.**

а — в опыте МЭИ (Е. А. Троянский и др.) [2-19]; *б* — в опыте ЦНИИТмаш (А. И. Федосов и др.) [2-21].

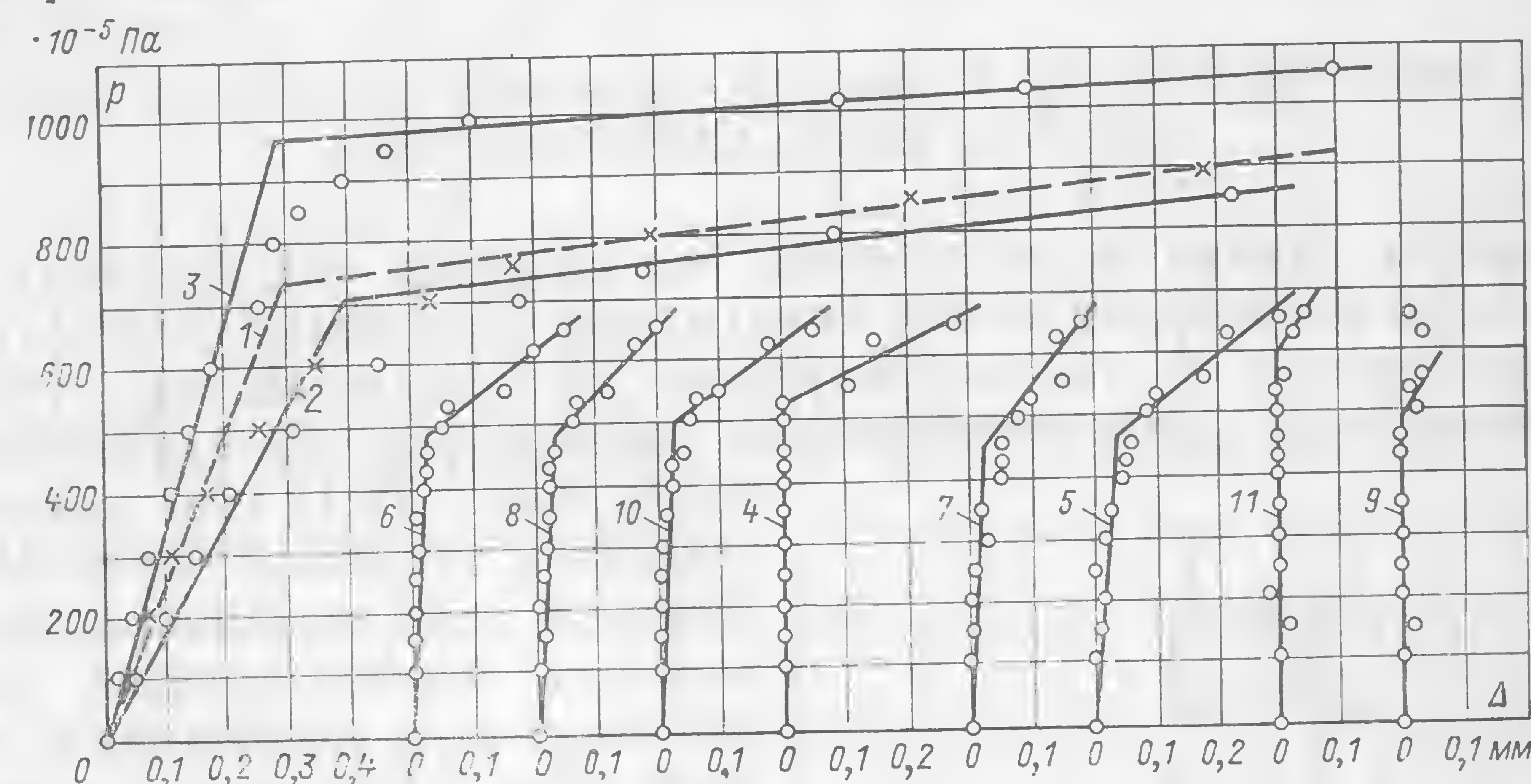


Рис. 2-37. Определение предельной нагрузки для тройников.

p — давление среды; Δ — перемещение индикаторов; номера кривых соответствуют номерам индикаторов на рис. 2-36.

Измерение напряжений тензодатчиками производилось ЦНИИТмаш на наружной и внутренней поверхностях нескольких тройников. На рис. 2-38 приводятся эпюры напряжений при давлении 24,5 МПа для тройника из стали с 20 с $D_н=308,3$ мм, $d_н=284,6$ мм при толщине стенки основной трубы и отвода соответственно 51,0 и 44,7 мм. Напряжение $\sigma_\varphi^в$ в продольном сечении почти достигает здесь предела текучести. Рассматриваемое сечение приходит в состояние пластического течения лишь при давлении 51,4—54 МПа. «Плоский» участок тройникового соединения испытывал изгиб, характеризуемый сжимающим упругим напряжением на внутренней поверхности $\sigma_\varphi^в=(7,85\div9,81)\cdot10^7$ Па и напряжением, превышающим предел текучести, на наружной поверхности.

Коэффициент концентрации упругих деформаций, равный отношению приведенной деформации на внутренней поверхности в наиболее напряженном месте горловины и приведенной деформации на внутренней поверхности трубы, в среднем для штампованного тройника получился равным 2,9, что соответствует коэффициенту концентрации для обычных тройников.

Тройники с вытянутой горловиной прошли эксплуатационное опробование на трубопроводах питательной воды и паропроводах ТЭС. Проведенные ЦНИИТмаш прочностные исследования свидетельствуют о перспективности их применения.

Поскольку упомянутые выше тензометрические исследования тройников осуществлялись в стендовых условиях и в холодном состоянии

(кроме одного) и при приложении только внутреннего давления, было желательно провести тензометрическое исследование в натурных условиях при пуске блока и прогреве тройникового соединения одновременно с подъемом давления. Такие исследования были выполнены кафедрой ТЭС МЭИ на Новочеркасской [2-22] и Конаковской ГРЭС [2-23].

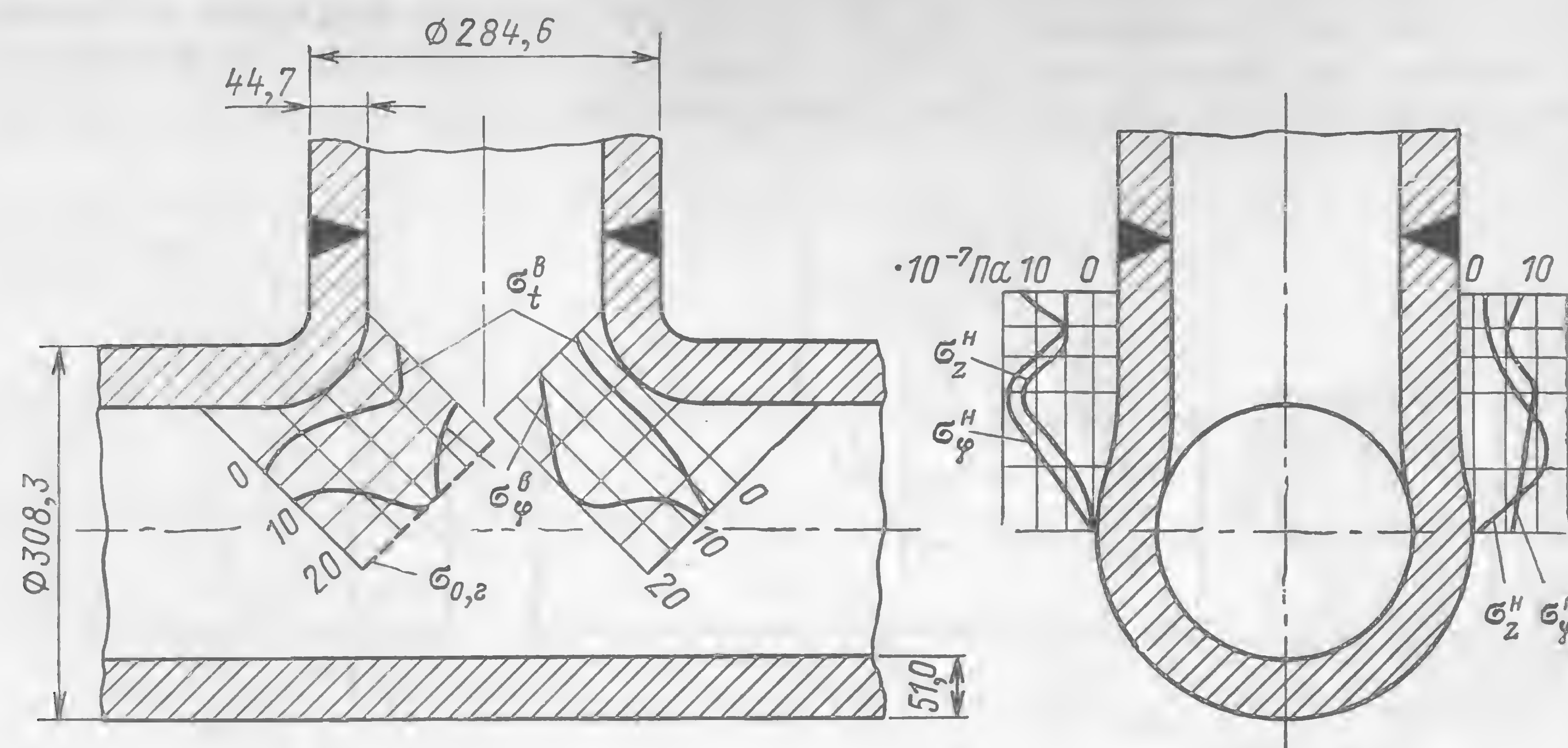


Рис. 2-38. Эпюры окружных σ_φ и осевых σ_z напряжений в тройнике с вытянутой горловиной по опытам ЦНИИТмаш [2-21].

В первом случае исследовались напряжения в тройниках отвода острого пара сверхкритических параметров (25,5 МПа, 570°С) из главного паропровода к газопаропаровым теплообменникам (ГППТО), предназначенным для регулирования температуры промперегрева пара котла типа ТПП-110, работавшего в блоке с турбиной К-300-240 ХТГЗ. Корпуса этих тройников были подвержены периодическим довольно значительным колебаниям температуры пара, абсолютное значение которой достигало 540°С при рабочем давлении 24 МПа.

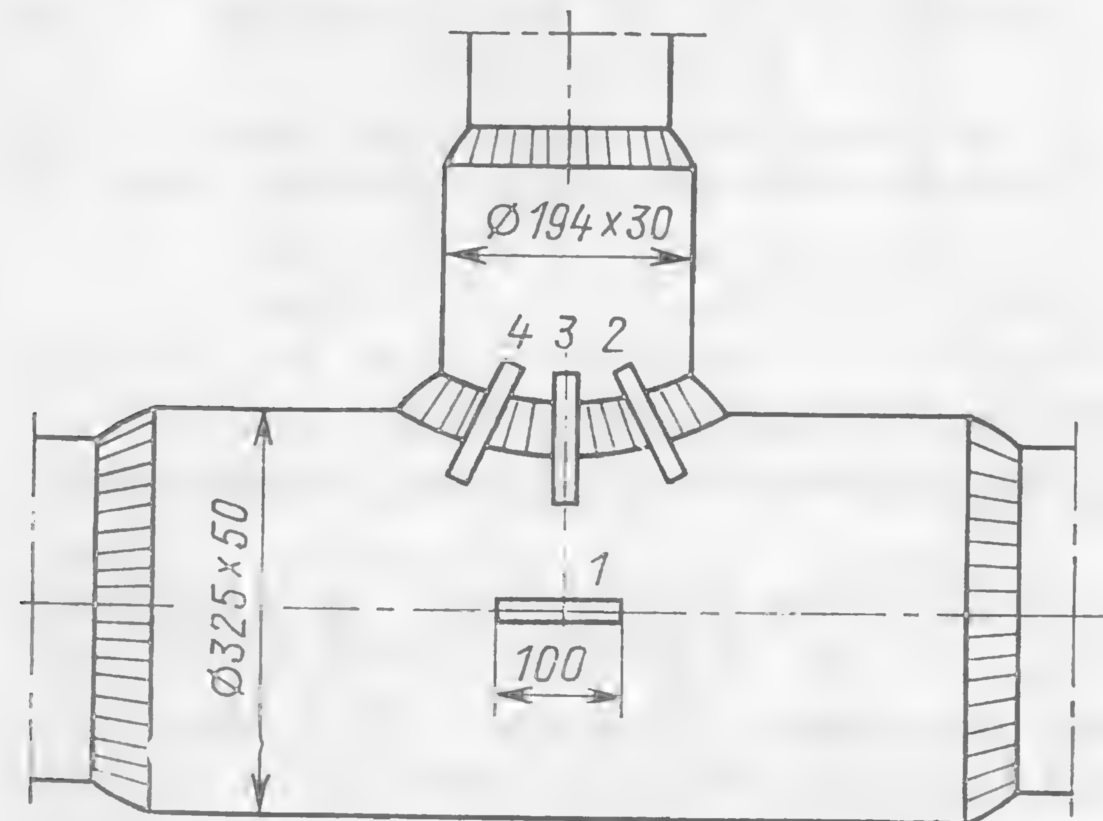


Рис. 2-39. Расположение тензометров на тройнике отвода пара к газопаропаровому теплообменнику (ГППТО) котла типа ТПП-110 блока 300 МВт Новочеркасской ГРЭС.

1—4 — номера тензометров.

Первоначально трещины на тройниках отвода пара к теплообменникам были обнаружены при осмотре их после аварийного останова блока из-за парения из-под обшивки изоляции у одного тройника. После вскрытия изоляции на литом корпусе тройника, изготовленном из стали 20ХМФЛ, с диаметром основной трубы 325×50 и отвода 194×30 мм были обнаружены сквозные трещины с раскрытием 5—6 мм и длиной отдельных ветвей 150—200 мм. По характеру раскрытия трещин можно было предположить, что вначале они возникли на наружной поверхности стенки тройника, а затем развились в глубину. До разрушения тройника блок проработал около 11 тыс. ч, при этом проводилось 219 пусков, из которых 121 без включения и 98 с включением в сеть. В результате осмотров остальных тройников на отводах к теплообменникам

Б и *Г*, а также на всех тройниках четырех контуров второго однотипного блока 300 МВт.

Трещины располагались на наружной поверхности в местах радиусных переходов трубы в штуцер, причем на одном из тройников они распространились на 3/4 периметра штуцера. На внутренней поверхности тройников трещины располагались в местах радиусных переходов в плоскости пересечения осей основной трубы и патрубка (длина трещин до 120 мм). После аварии все литые тройники на отводах к теп-

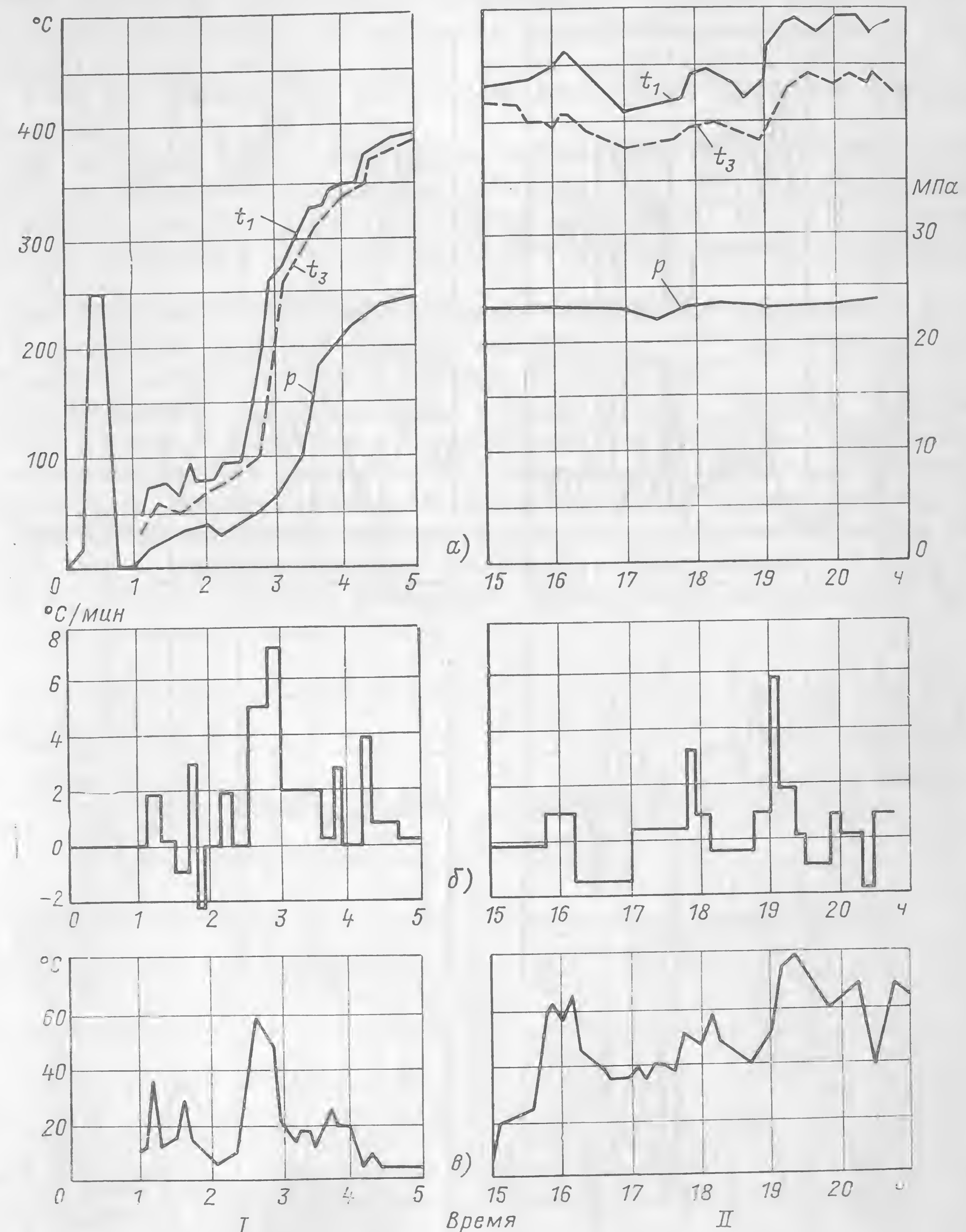


Рис. 2-40. Температурные графики к тензометрическому испытанию тройника на отводе острого пара из главного паропровода котла типа ТПП-110 к газопаропаровому теплообменнику при пуске блока.

а — изменение во времени давления пара *р* и температур металла тройника в месте установки тензометров № 1 и 3 t_1 и t_3; *б* — скорость прогрева металла тройника, определенная по температуре t_1; *в* — разность температур металла тройника и штуцера между точками расположения тензометров № 1 и 3; *I* — начало пуска блока; *II* — конец пуска.

лообменникам на обоих блоках были заменены сварными, а для регулирования температуры пара установлены поворотные заслонки с приводом от колонок дистанционного управления.

Тензометрическое испытание проводилось после указанной реконструкции. На тройнике с диаметром основной трубы 325×50 мм и отвода 196×30 мм были установлены четыре рычажных тензометра МЭИ. Расположение тензометров показано на рис. 2-39. Приборы имели базу 100 мм. Один тензометр был установлен по оси основной трубы, а три остальных — на линии соединения штуцера с трубой в районе

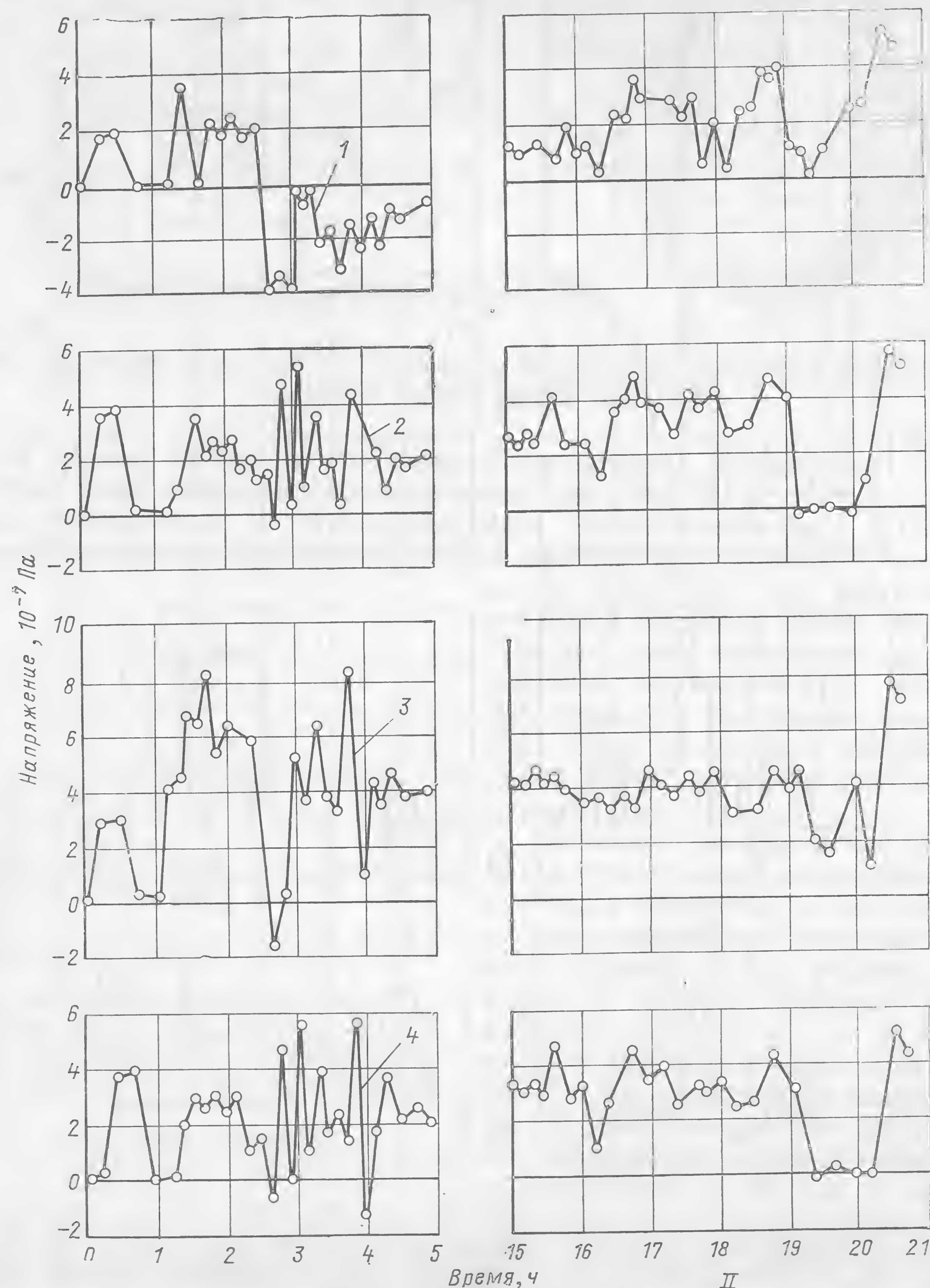


Рис. 2-41. Напряжения в стенке тройника на отводе острого пара к газопаропаровому теплообменнику котла ТПП-110 при пуске блока.

1—4 — номера тензометров, расположение которых показано на рис 2-39; *I* — начало пуска блока; *II* — конец пуска.

сварного шва, т. е. там, где согласно стендовым опытам кафедры ПГС МЭИ [2-19] возникают наибольшие напряжения.

Большая база применявшихся кафедрой ТЭС МЭИ тензометров позволила судить лишь о среднем уровне напряжений в интересующей зоне. Суммарные напряжения, измеряемые тензометрами, складываются из напряжений от внутреннего давления, самокомпенсации и от разностей температур в стенке тройника, зависящих от скорости и условий прогрева.

При обработке результатов было условно принято предположение о нулевых напряжениях в холодном неработающем тройнике. Были получены данные по трем пускам блока из холодного состояния. На рис. 2-40, 2-41 приведены результаты для одного наиболее характерного пуска.

При холодной опрессовке котла зафиксированный уровень напряжений от внутреннего давления составил $2—4 \cdot 10^7$ Па. Наибольшее напряжение при этом зарегистрировали тензометры № 2 и № 4, а наименьшее — тензометр № 1, что совпадает с результатами, полученными в [2-19].

При прогреве паропровода уровень напряжений повышался, достигая в отдельные моменты времени величины $8 \cdot 10^7$ Па. В конце пуска напряжения имели значения, близкие к расчетным.

Отличительной особенностью температурного режима тройника ГППТО является значительное периодическое колебание температуры металла, связанное с процессом регулирования температуры промперегрева пара и гидродинамической неустойчивостью режима работы котла. Амплитуда колебаний температуры стенки тройника достигала 25—40°С, чему соответствовали колебания напряжений в размере $\pm(2—4) \cdot 10^7$ Па. Частота колебаний действующих напряжений соста-

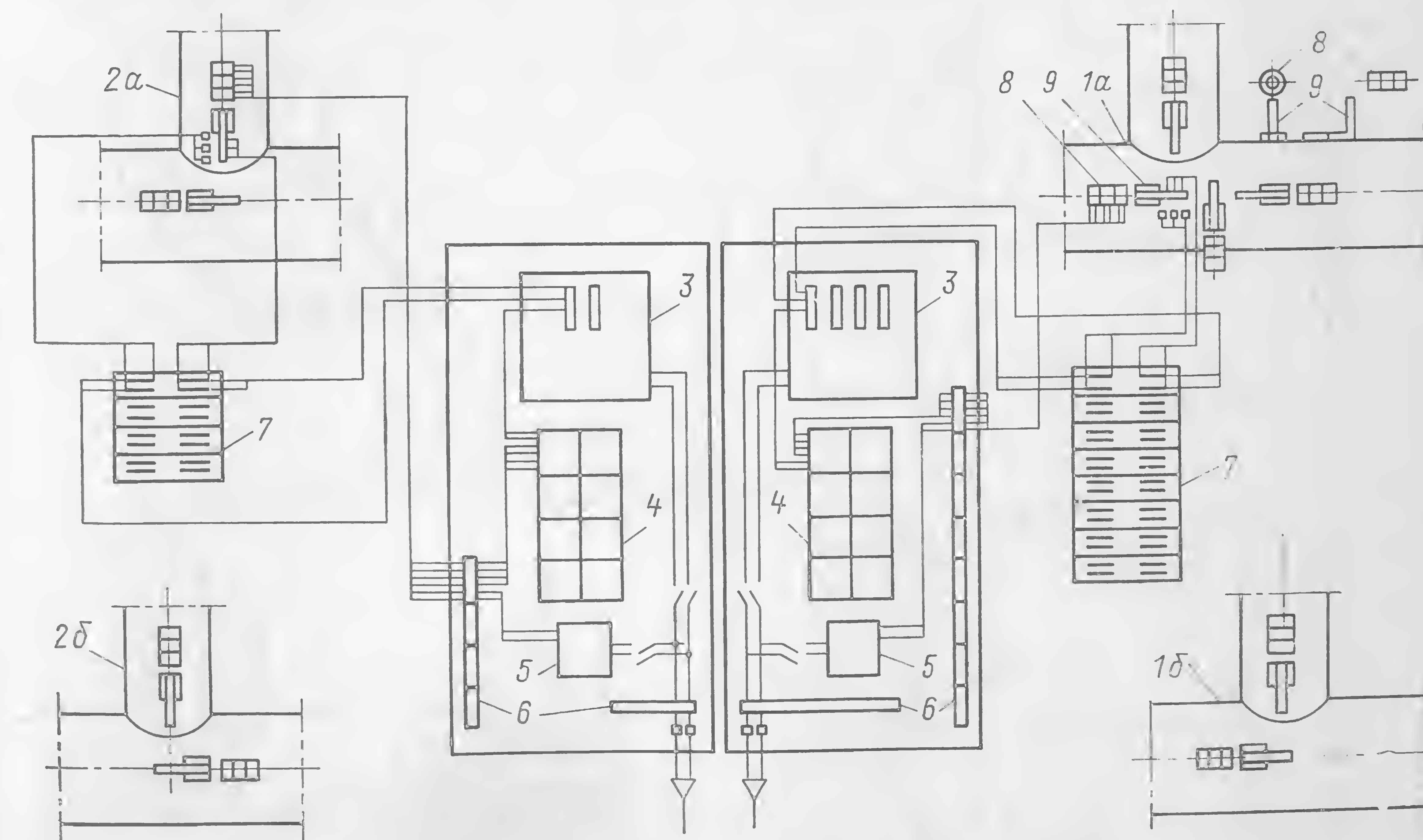


Рис. 2-42. Монтажная схема тензометрической установки МЭИ на тройниках главного паропровода блока № 5 мощностью 300 МВт Конаковской ГРЭС.

1а — тройник А, вид слева; *1б* — тройник А, вид справа; *2а* — тройник Б, вид слева; *2б* — тройник Б, вид справа; *3* — автоматические потенциометры типа ЭПП-09; *4* — панели подключения датчиков; *5* — трансформаторы питания датчиков 220/32 В; *6* — колодка зажимов в щитах; *7* — колодка зажимов групповых термопар; *8* — дифференциально-трансформаторные датчики малых перемещений; *9* — рычажные тензометры МЭИ.

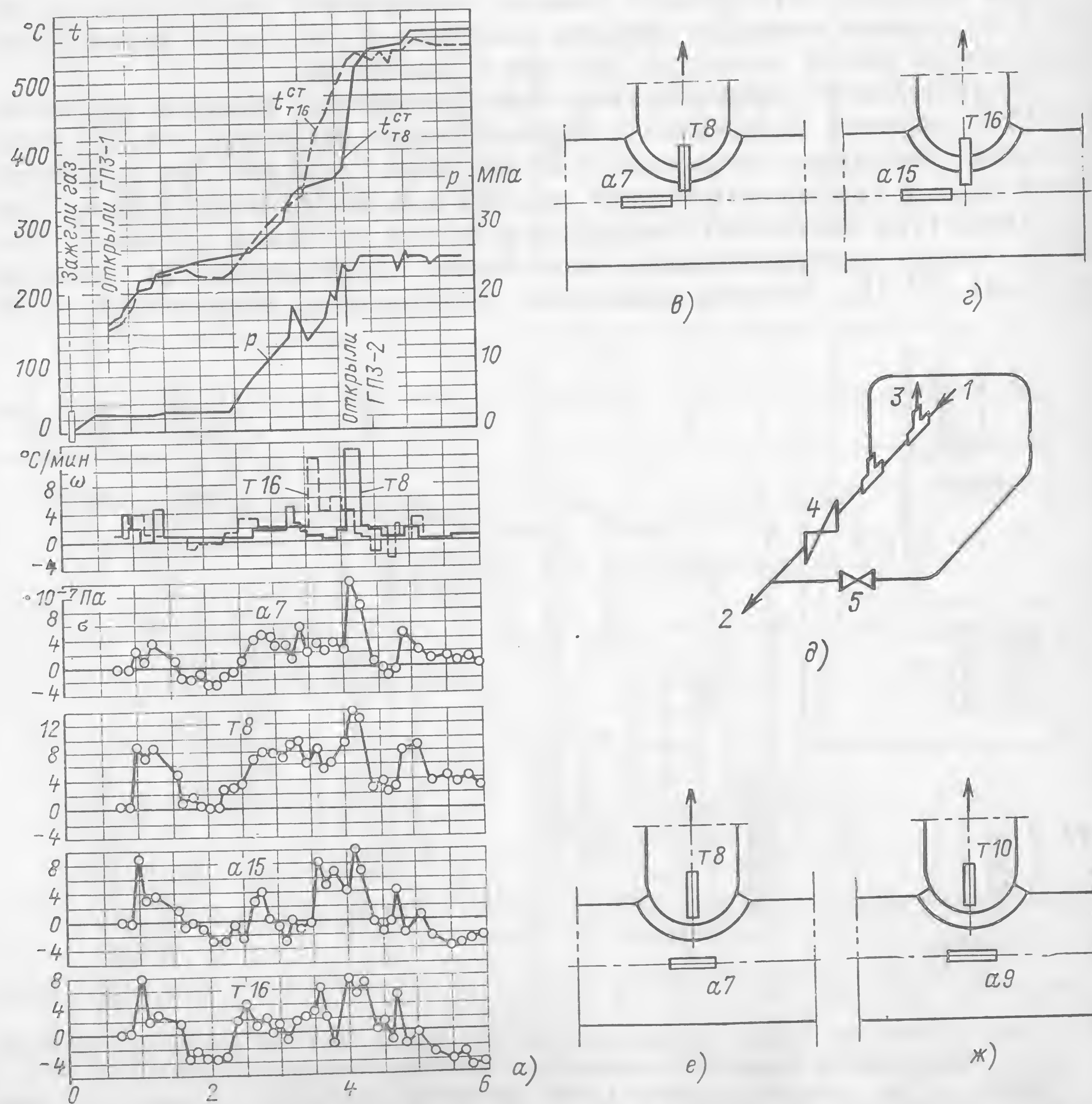
вила в среднем два-три изменения в час при указанной амплитуде. Характерно, что пульсации температур и напряжений не прекращались с окончанием пуска, а продолжали оставаться на прежнем уровне при работе блока на номинальных параметрах.

Опытами установлено также возникновение разности температур металла основной трубы и штуцера $\Delta t = t_1 - t_3$, достигавшей в отдельные моменты 60—80°С. Этот перепад температур изменялся в процессе работы котла при изменении положения регулирующей температуру перегрева заслонки (рис. 2-40,*в*) и вызывал на наружной поверхности стенки тройника в месте установки тензометров сжимающие температурные напряжения, которые периодически снижали суммарное напряжение почти до нуля.

Результаты тензометрии сварного тройника на отводе острого пара к газопаропаровому теплообменнику котла типа ТПП-110 позволяют сделать вывод, что одной из причин эксплуатационных разрушений тройников на сверхвысокие параметры пара данного блока явилась малоцикловая усталость металла, вызванная как колебаниями напряжений в процессе эксплуатации, так и большим количеством теплосмен, в результате которых деформационная способность стали уменьшается.

Тензометрическое исследование тройников проводилось кафедрой ТЭС МЭИ также на Конаковской ГРЭС [2-23]. Исследовались тройники на главных паропроводах острого пара блоков № 1 и 5 и на горячих нитках промперегрева блока № 6; на блоке № 6 проводились также тензометрические исследования зоны дренажных штуцеров на горячих нитках промперегрева пара.

Здесь приводятся некоторые результаты тензометрических исследований на тройниках паропроводов острого пара блоков № 1 и 5. Схема тензометрической установки на тройниках блока № 5 представлена на рис. 2-42. Результаты некоторых опытов даны на рис. 2-43, где $t^{ст}_{т8}$, $t^{ст}_{т16}$, $t^{ст}_{а7}$ — температура стенки в местах установки тензометров *т8* и *т16* (блок № 1) и *а7* (блок № 5); ω и σ — скорость изменения температуры и напряжение в стенках тройников в местах установки тензометров, номера которых указаны около графиков.



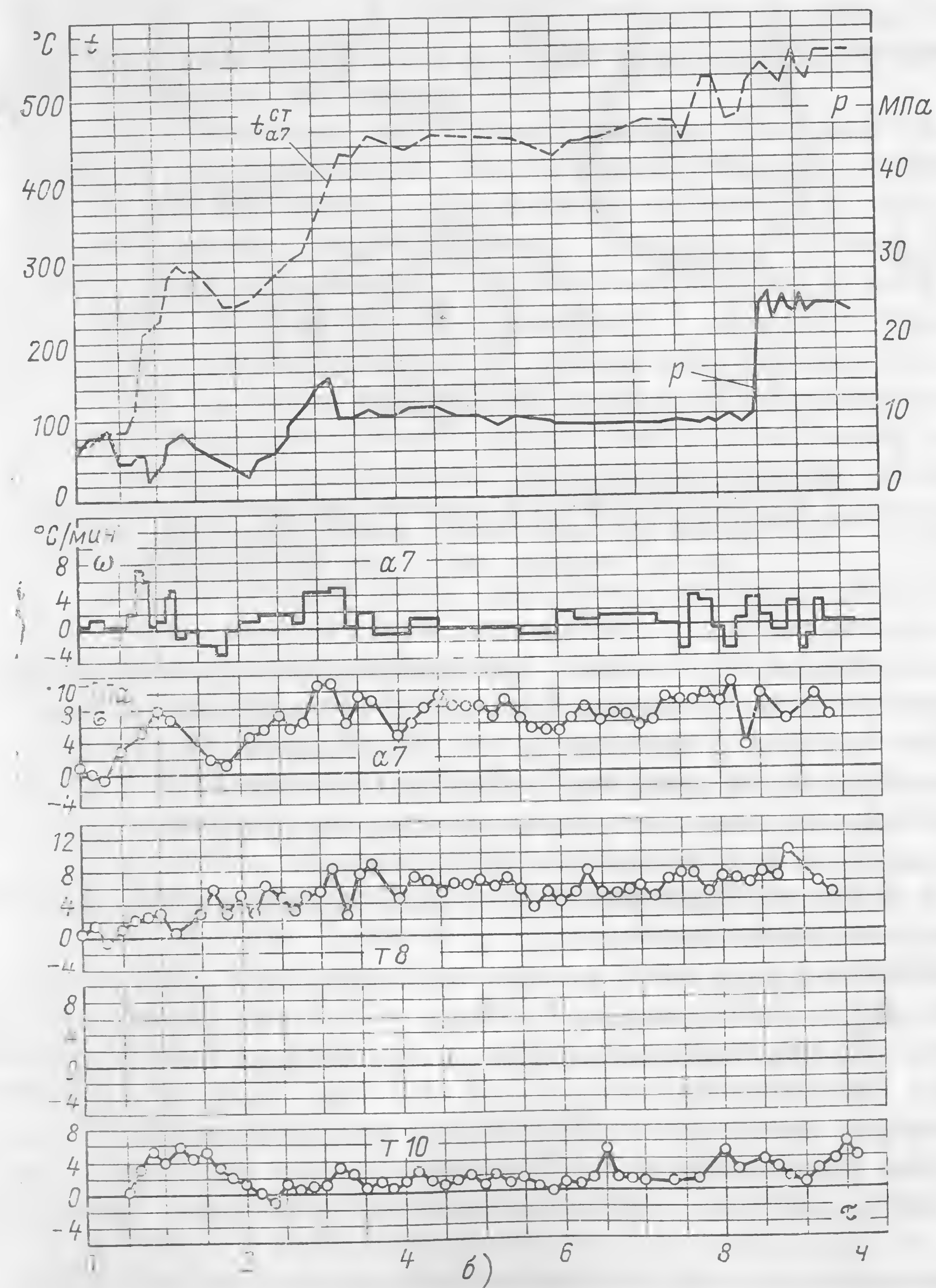


Рис. 2-43. Результаты тензометрических испытаний тройников на паропроводах блоков № 1 и 5 Конаковской ГРЭС при пусках.

а — напряжения в тройниках блока № 1; *б* — то же у блока № 5; *в* — расположение тензометров на тройнике отвода пара к байпасу ГПЗ-2 блока № 1; *г* — то же на тройнике к БРОУ блока № 1; *д* — схема расположения тройников на трассе главного паропровода блока № 1; *е* — расположение тензометров на тройнике отвода пара к РОУ блока № 5; *ж* — то же на тройнике к БРОУ; *1* — пар от котла; *2* — пар к турбине; *3* — отвод к БРОУ; *4* — ГПЗ-2 турбины; *5* — байпас ГПЗ-2.

Для тензометрии на блоке № 1 были взяты два тройника на паропроводе острого пара диаметром 275×62,5 мм: на ответвлениях к БРОУ и к байпасу ГПЗ-2 у турбины. Оба ответвления находились недалеко одно от другого и в самом конце паропровода перед ГПЗ-2 у турбины. В опыте на блоке № 1 (рис. 2-43, слева) скорость прогрева тройников была подвержена значительным колебаниям. Наибольшие пики скорости прогрева соответствовали моменту открытия ГПЗ-2 турбины и достигали 12°С/мин.

Пики напряжений, возникавшие при большой скорости прогрева металла и достигавшие на тройнике к байпасу ГПЗ-2 турбины $12—14\times\times10^7$ Па и на тройнике к БРОУ $8—10\cdot10^7$ Па, как правило, были связаны с режимом растопки и с пусковыми операциями. Наибольшие скачки напряжений наблюдались на обоих тройниках при открытии ГПЗ-1 и особенно ГПЗ-2. Помимо значительных пиков напряжений для

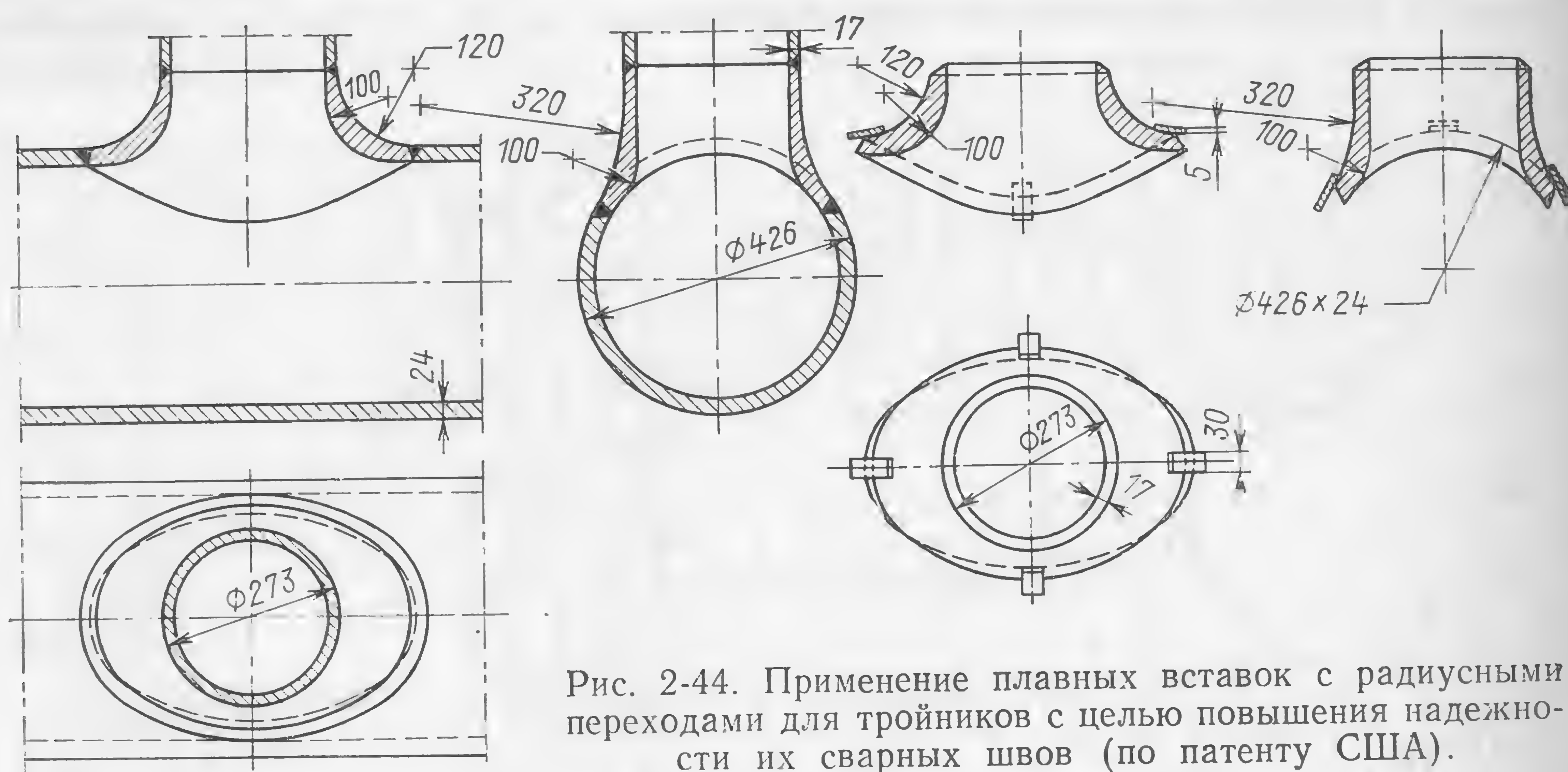


Рис. 2-44. Применение плавных вставок с радиусными переходами для тройников с целью повышения надежности их сварных швов (по патенту США).

пусковых режимов на блоке № 1 были характерны пульсации напряжений в течение всего периода пусков. Амплитуда пульсаций составляла $\pm2—3\cdot10^7$ Па при частоте 1 колебание за 20—30 мин. Наибольшие напряжения были на наружной стороне тройника байпаса ГПЗ-2 в зоне сварного шва в тангенциальном направлении основной трубы (тензометр *т8*), где наблюдались наибольшие повреждения.

Для обеспечения более равномерного прогрева тройников были рекомендованы режимные мероприятия.

В опыте на тройниках блока № 5 режим прогрева был значительно более равномерным (рис. 2-43, справа). Пики скорости прогрева не превышали 7°С/мин. Несколько снизились и колебания напряжений в тройниках: они не превышали здесь $8—11\cdot10^7$ Па. Для повышения надежности тройниковых соединений МЭИ были рекомендованы также конструктивные меры: изготовление тройников с более плавными радиусными переходами путем применения сферических вставок (рис. 2-44).

Приведенные здесь результаты исследований напряженного состояния некоторых фасонных элементов паропроводов являются лишь первым шагом в этой области. Создание тензометров с малой базой расширяет возможности экспериментального исследования напряжений

в фасонных деталях, выявления опасных зон и определения величин действующих в них напряжений. Многое предстоит еще сделать и в области совершенствования методов их расчета. Фасонные элементы следует рассматривать как основные объекты будущих тензометрических исследований, конечной целью которых должна быть разработка оптимальных форм, способствующих повышению их надежности.

ГЛАВА ТРЕТЬЯ

УСЛОВИЯ ПРОГРЕВА И ДРЕНИРОВАНИЕ ПАРОПРОВОДОВ

3-1. ДИНАМИКА ЗАПОЛНЕНИЯ ПРОГРЕВАЕМОГО ПАРОПРОВОДА ПАРОМ И КОЛИЧЕСТВО ОБРАЗУЮЩЕГОСЯ ДРЕНАЖА

Рассматриваемые здесь вопросы относятся в первую очередь к паропроводам с поперечными связями.

Под дренированием паропровода понимается удаление из него образующегося при определенных условиях конденсата. Наиболее обильное накопление конденсата в паропроводах происходит при их прогреве из холодного состояния.

Дренирование паропроводов имеет большое значение для обеспечения их бесперебойной эксплуатации. Образующийся при прогреве паропроводов конденсат необходимо удалять, не допуская его скопления во избежание гидравлических ударов. Особенно тщательным должен быть дренаж главных паропроводов, поскольку вода представляет большую опасность для лопаточного аппарата паровых турбин. Многие аварии с паропроводами и ряд аварий турбин были вызваны гидравлическими ударами, происходившими вследствие неправильного устройства или недостаточной пропускной способности систем дренажа.

Отводы к продувочно-дренажным линиям должны выполняться из конца прогреваемого участка паропровода непосредственно перед запорным органом.

Разработанные здесь принципы расчета продувочно-дренажных линий были практически проверены при реконструкции дренажей перед линейными задвижками на ТЭЦ с секционной схемой главных паропроводов. Они могут быть также положены в основу выбора проходных сечений трубопроводов к растопочным РОУ.

На блочных установках с котлами прямоточного типа прогрев главных паропроводов осуществляется одновременно с пароперегревательным трактом котла, а на втором этапе — одновременно с турбиной. Для этой цели блочные установки снабжаются пускосбросными устройствами, режим работы которых определяется основными агрегатами блока. На блочных установках приведенные ниже принципы расчета продувочно-дренажных линий могут быть использованы при оптимизации системы дренажей с целью сокращения численности мелкой арматуры.

Процесс прогрева паропровода паром из холодного состояния можно разделить на три этапа. На первом количество образующегося конденсата наиболее велико и дренажный штуцер затоплен водой — через дренажную линию отводится только конденсат. На втором этапе после удаления из паропровода основной массы конденсата через дренажную линию удаляется смесь конденсата с паром. На третьем температура металла паропровода становится выше точки насыщения при давлении в паропроводе, конденсация пара прекращается и через дренажную

линию из прогреваемого паропровода отводится только пар. Пропускная способность продувочно-дренажной линии должна быть рассчитана на все три характерных режима.

В первом режиме ее целесообразно рассчитать на гравитационный сток образующегося при прогреве паропровода конденсата в предположении отсутствия в нем избыточного давления.

В качестве критерия пропускной способности дренажной линии на втором этапе следует принять скорость пара в прогреваемом паропроводе, обеспечивающую срыв пленки конденсата со стенки, чем не допускается возникновение значительной температурной неравномерности по окружности паропроводной трубы на горизонтальных участках.

Критерием пропускной способности продувочной линии на третьем этапе должно быть обеспечение требующейся скорости прогрева паропровода (обычно от 5 до 8°С/мин) с перепадом температур пара между начальным и конечным сечениями прогреваемого участка не более нормы по скачку температуры для теплового удара (90—100°С).

Расчеты дренажных линий паропроводов до настоящего времени производятся без достаточного теоретического обоснования в основном только на базе имеющихся эксплуатационных данных. Главной причиной этого является трудность определения количества образующегося в единицу времени и подлежащего отводу конденсата.

В теоретических работах, опубликованных до настоящего времени, обычно рассматривался лишь третий этап прогрева паропроводов, более просто поддающийся математической обработке [3-1—3-4]. Некоторые соображения по двум первым этапам прогрева приводятся лишь в [1-23].

Для выбора проходного сечения дренажной линии из условий первого этапа прогрева паропровода и выбора уклона паропроводной трассы на горизонтальных участках надо рассмотреть прогрев паропровода из полностью остывшего состояния, поскольку в этом случае количество образующегося дренажа максимально. С этих же позиций определяющим является начало прогрева, когда пар еще только заполняет трубопровод и образование дренажа наиболее интенсивно.

При решении задачи приходится принимать упрощающие допущения. Предполагается, что холодный паропровод первоначально заполнен воздухом атмосферного давления. В своем движении вдоль паропровода пар вытесняет воздух. Этот процесс начинается при относительно невысоком давлении греющего пара и на первом этапе прогрева можно приближенно считать давление в паропроводе постоянным и близким к атмосферному.

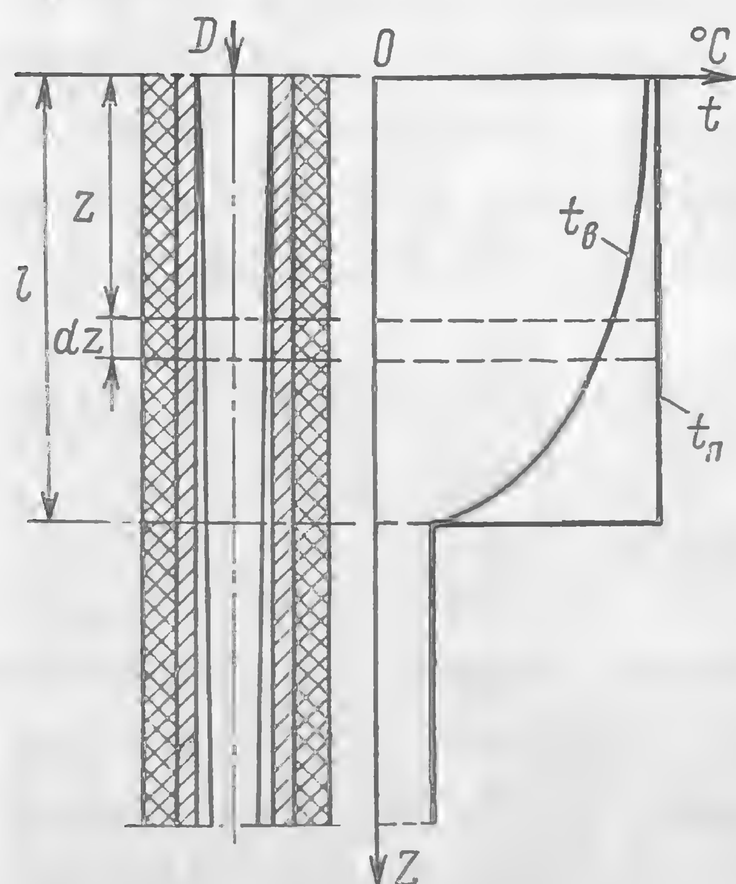


Рис. 3-1. Температурное поле по длине паропровода, заполняемого паром.

l — расстояние от начала паропровода до фронта пара; $t_п$ — температура пара; $t_в$ — температура стенки трубы у внутренней поверхности; z — текущая координата по длине паропровода; D — расход греющего пара.

Передачу теплоты теплопроводностью вдоль оси трубы можно не учитывать, поскольку скорость движения фронта пара вдоль паропровода значительно больше скорости распространения температурной волны в металле.

Теплота конденсации r_s при низких давлениях в несколько раз превышает теплоту охлаждения конденсата и греющий пар в начале

прогрева имеет лишь незначительный перегрев, поэтому можно считать, что на прогрев паропровода в основном расходуется только теплота конденсации пара. Для упрощения задачи вводится допущение о наличии резкой границы между фронтом движущегося пара и воздухом в трубе.

Примерный вид температурного поля по длине прогреваемого паропровода, заполняемого паром, показан на рис. 3-1.

Вопрос о скорости продвижения фронта пара является одним из основных при решении данной задачи. Она зависит от расхода греющего пара, геометрических и теплофизических характеристик паропровода и изменяется во времени.

Процесс прогрева паропровода на первом этапе имеет характер теплового удара, поскольку поступающий в холодную трубу ($t_{ст} \approx \approx 20$°С) пар уже вначале имеет температуру не ниже 100°С и обусловливает скачок температуры внутренней среды по крайней мере на 80°С.

Количество образующегося в единицу времени конденсата достигает максимума в тот момент, когда фронт пара доходит до конца прогреваемого участка паропровода. В это время возрастает до максимума поверхность контакта пара с прогреваемой трубой и максимален средневзвешенный температурный напор между паром и стенкой.

Количество подаваемого в прогреваемый участок паропровода в единицу времени греющего пара D принимается из условия обеспечения критической скорости срыва пленки конденсата со стенки трубы. По вопросу срыва пленки конденсата в СССР выполнено много исследований [3-5—3-11]. Воспользуемся формулой Н. А. Можарова [3-11]

$$w_{кр} = 115 \sqrt{\frac{\sigma}{\gamma''}} \sqrt[4]{\frac{x}{d_в(1-x)}}, \qquad (3\text{-}1)$$

где σ — поверхностное натяжение конденсата; γ'' — плотность сухого насыщенного пара; $d_в$ — внутренний диаметр паропровода; x — степень сухости пара.

Начальную сухость пара x при расчете по формуле (3-1) можно принять около 0,98. Это дает некоторый запас по пропускной способности, поскольку при меньшей сухости пара для срыва пленки при прочих равных условиях требуется меньшая скорость пара, а при большей исходной сухости пара вопрос о срыве пленки конденсата теряет актуальность.

Предполагается, что процесс теплоотдачи от пара к стенке трубы подчиняется уравнению Ньютона — Рихмана. Различием условий теплообмена между паром и стенкой по окружности трубы на горизонтальных участках, обусловленным наличием ручья конденсата в нижней части трубы, пренебрегаем. Влияние на теплообмен переменной толщины пленки конденсата не учитывается, поскольку принято условие ее срыва потоком пара.

Коэффициент теплоотдачи α от конденсирующегося пара к стенке трубы принимается постоянным как по длине паропровода, так и во времени, и равным усредненному значению, определяемому по формуле для пленочной конденсации движущегося пара внутри трубы при турбулентном течении конденсата [3-12]. Падение давления пара вдоль оси паропровода в режимах прогрева при относительно малых расходах можно не учитывать и температуру пара $t_п$ считать постоянной и равной температуре насыщения от начала трубы до границы раздела паровой и воздушной сред.

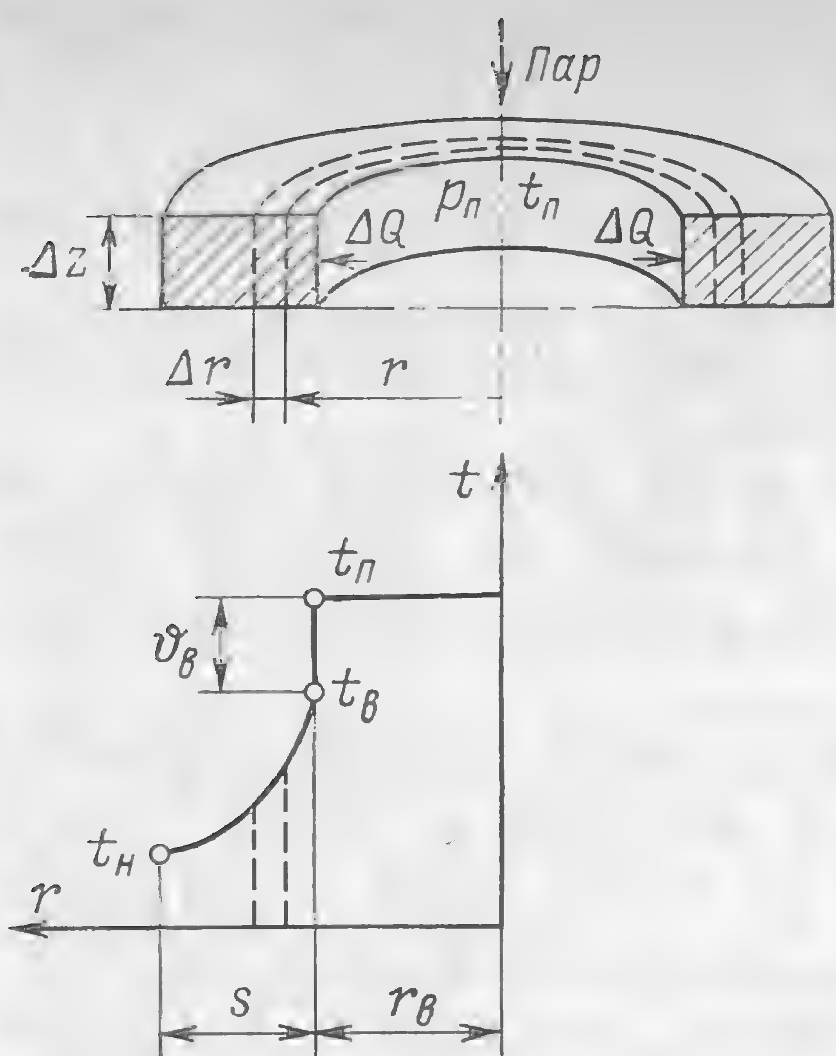


Рис. 3-2. Температурное поле в кольцеобразном элементе длины паропровода на расстоянии z от начала.

ΔQ — количество теплоты, передаваемое элементу длины паропровода; r — текущий радиус сечения трубы; $r_в$ — внутренний радиус сечения трубы; s — толщина стенки; $t_в$, $t_н$ — температура стенки трубы у внутренней и наружной поверхности.

Полагаем, что стенка паропровода снаружи имеет идеальную теплоизоляцию. Ввиду малой теплопроводности изоляции поглощением ею теплоты при относительно быстром прогреве металлической стенки пренебрегаем.

При решении задачи требуется определить зависимости

$$w=\frac{dz}{d\tau}=f_1(\tau);\ z=f_2(\tau);\ D_к=f_3(\tau), \tag{3-2}$$

где w — скорость продвижения фронта пара; z — путь фронта пара от начала паропровода; τ — время прохождения фронтом пара пути z; $D_к$ — количество конденсирующегося в единицу времени пара на длине паропровода в момент времени τ.

Данная задача относится к классу задач с нелинейными граничными условиями (задача Стефана) [1-19]. Здесь предлагается приближенный путь ее решения, который можно назвать методом «интервалов времени».

Нагрев первоначально холодного паропровода при его непосредственном соприкосновении с греющим паром в каждой локальной коль-

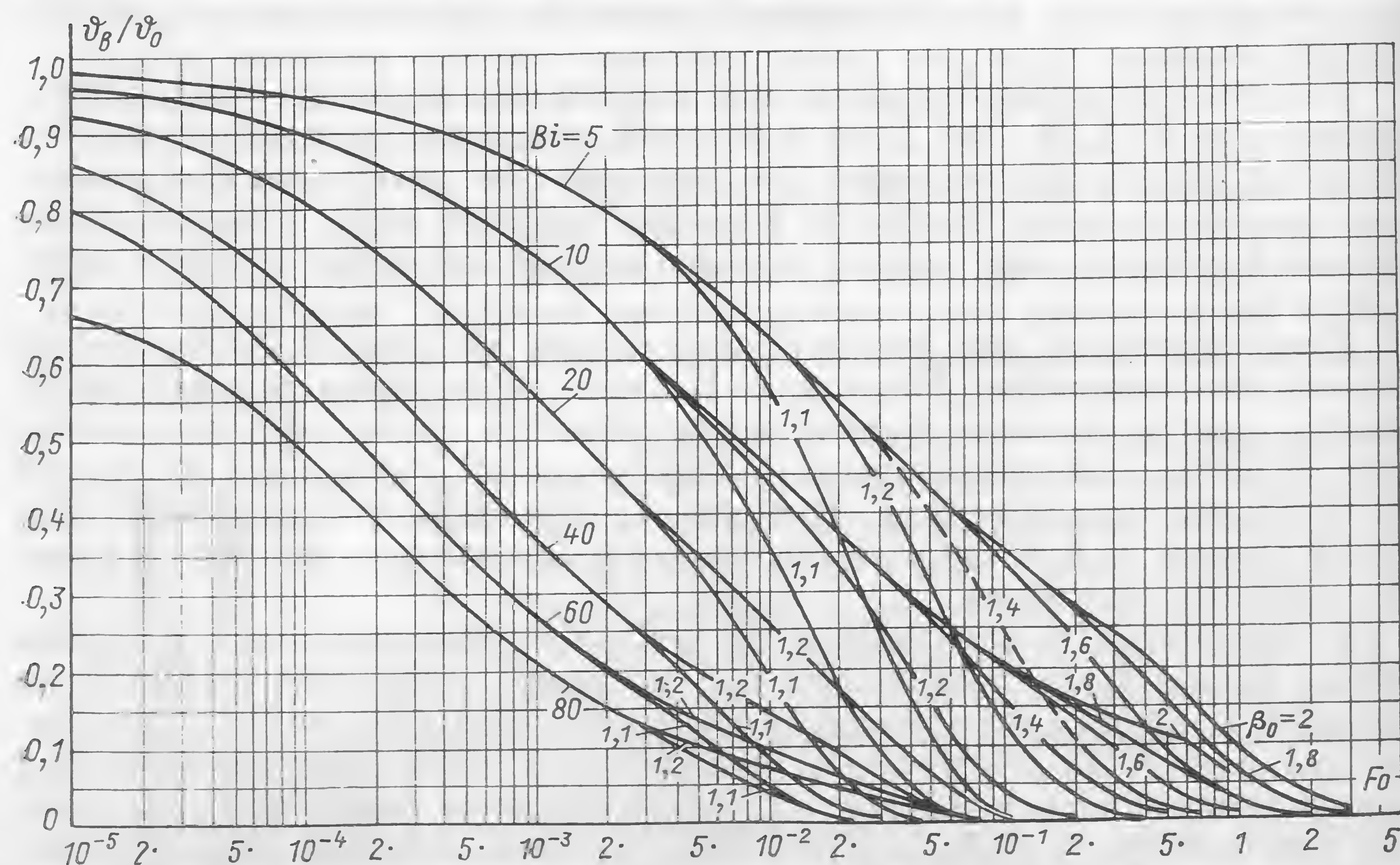


Рис. 3-3. Температурные напоры у внутренней поверхности стенки паропровода при тепловом ударе в зависимости от безразмерного времени Fo.

ϑ_0 — разность температур греющей среды и стенки у внутренней поверхности в начале прогрева.

цевой области (рис. 3-2) происходит в соответствии с формулами, выведенными выше для теплового удара.

Процесс теплоотдачи от пара к стенке трубы определяется разностью температур между паром и стенкой на внутренней поверхности:

$$\vartheta_в=t_п-t_в. \tag{3-3}$$

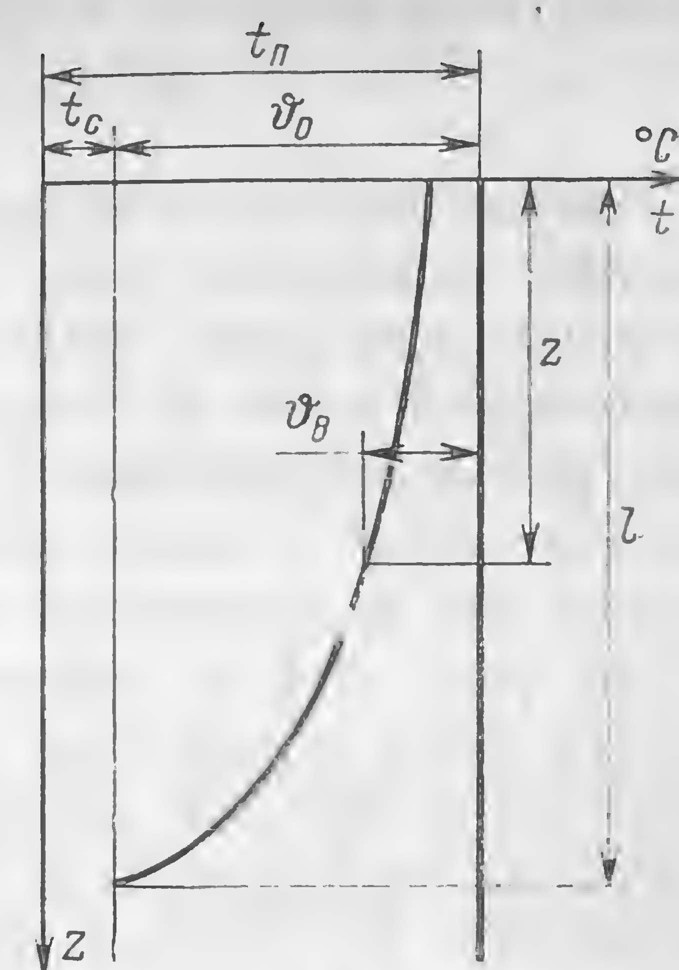


Рис. 3-4. Расчет продвижения фронта пара по длине прогреваемого паропровода по методу «интервалов времени».

Обозначения те же, что и на рис. 3-1—3-3.

Участок	Время	Длина	D ↓	Номер интервала времени													
				1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
1	$\Delta\tau$	Δz_1	G_{01}	$G^{1}_{к1}$	$G^{2}_{к1}$	$G^{3}_{к1}$	$G^{4}_{к1}$	$G^{5}_{к1}$	$G^{6}_{к1}$	$G^{7}_{к1}$	$G^{8}_{к1}$	$G^{9}_{к1}$	$G^{10}_{к1}$	$G^{11}_{к1}$	$G^{12}_{к1}$	$G^{13}_{к1}$	$G^{14}_{к1}$
2	$2\Delta\tau$	Δz_2	G_{02}		$G^{2}_{к2}$	$G^{3}_{к2}$	$G^{4}_{к2}$	$G^{5}_{к2}$	$G^{6}_{к2}$	$G^{7}_{к2}$	$G^{8}_{к2}$	$G^{9}_{к2}$	$G^{10}_{к2}$	$G^{11}_{к2}$	$G^{12}_{к2}$	$G^{13}_{к2}$	$G^{14}_{к2}$
3	$3\Delta\tau$	Δz_3	G_{03}			$G^{3}_{к3}$	$G^{4}_{к3}$	$G^{5}_{к3}$	$G^{6}_{к3}$	$G^{7}_{к3}$	$G^{8}_{к3}$	$G^{9}_{к3}$	$G^{10}_{к3}$	$G^{11}_{к3}$	$G^{12}_{к3}$	$G^{13}_{к3}$	$G^{14}_{к3}$
4	$4\Delta\tau$	Δz_4	G_{04}				$G^{4}_{к4}$	$G^{5}_{к4}$	$G^{6}_{к4}$	$G^{7}_{к4}$	$G^{8}_{к4}$	$G^{9}_{к4}$	$G^{10}_{к4}$	$G^{11}_{к4}$	$G^{12}_{к4}$	$G^{13}_{к4}$	$G^{14}_{к4}$
5	$5\Delta\tau$	Δz_5	G_{05}					$G^{5}_{к5}$	$G^{6}_{к5}$	$G^{7}_{к5}$	$G^{8}_{к5}$	$G^{9}_{к5}$	$G^{10}_{к5}$	$G^{11}_{к5}$	$G^{12}_{к5}$	$G^{13}_{к5}$	$G^{14}_{к5}$
6	$6\Delta\tau$	Δz_6	G_{06}						$G^{6}_{к6}$	$G^{7}_{к6}$	$G^{8}_{к6}$	$G^{9}_{к6}$	$G^{10}_{к6}$	$G^{11}_{к6}$	$G^{12}_{к6}$	$G^{13}_{к6}$	$G^{14}_{к6}$
7	$7\Delta\tau$	Δz_7	G_{07}							$G^{7}_{к7}$	$G^{8}_{к7}$	$G^{9}_{к7}$	$G^{10}_{к7}$	$G^{11}_{к7}$	$G^{12}_{к7}$	$G^{13}_{к7}$	$G^{14}_{к7}$
8	$8\Delta\tau$	Δz_8	G_{08}								$G^{8}_{к8}$	$G^{9}_{к8}$	$G^{10}_{к8}$	$G^{11}_{к8}$	$G^{12}_{к8}$	$G^{13}_{к8}$	$G^{14}_{к8}$
9	$9\Delta\tau$	Δz_9	G_{09}									$G^{9}_{к9}$	$G^{10}_{к9}$	$G^{11}_{к9}$	$G^{12}_{к9}$	$G^{13}_{к9}$	$G^{14}_{к9}$
10	$10\Delta\tau$	Δz_{10}	G_{010}										$G^{10}_{к10}$	$G^{11}_{к10}$	$G^{12}_{к10}$	$G^{13}_{к10}$	$G^{14}_{к10}$
11	$11\Delta\tau$	Δz_{11}	G_{011}											$G^{11}_{к11}$	$G^{12}_{к11}$	$G^{13}_{к11}$	$G^{14}_{к11}$
12	$12\Delta\tau$	Δz_{12}	G_{012}												$G^{12}_{к12}$	$G^{13}_{к12}$	$G^{14}_{к12}$
13	$13\Delta\tau$	Δz_{13}	G_{013}													$G^{13}_{к13}$	$G^{14}_{к13}$
14	$14\Delta\tau$	Δz_{14}	G_{014}														$G^{14}_{к14}$

В соответствии с формулой (1-29)

$$\vartheta_в=\vartheta_0\sum_{n=1}^{\infty}K^{в}_{n}e^{-\mu^2_n\mathrm{Fo}}, \tag{3-4}$$

где $K^{\text{в}}_n = A_n M^{\text{в}}_n$;

$$M^{\text{в}}_n = I_1(\beta_0\mu_n) Y_0(\mu_n) - Y_1(\beta_0\mu_n) I_0(\mu_n).$$

Выполненные с помощью ЭВМ по формуле (3-4) расчеты относительных температурных напоров у внутренней поверхности стенки трубы $\vartheta_{\text{в}}/\vartheta_0$ при различных значениях β_0 и Bi приводятся на рис. 3-3. Для Bi=5 при $\text{Fo}<4\cdot10^{-3}$ величина $\vartheta_{\text{в}}/\vartheta_0$ не зависит от отношения диаметров трубы наружного к внутреннему β_0. Для Bi=10 это имеет место при $\text{Fo}<3\cdot10^{-3}$, а для Bi=20 при $\text{Fo}<2\cdot10^{-3}$. Для сокращения записи индекс «в» в дальнейшем не используется.

На рис. 3-4 в табличной форме поэтапно показано продвижение фронта пара вдоль оси паропровода с разбивкой текущего отрезка времени τ на равные интервалы $\Delta\tau$. Каждому интервалу времени соответствует продвижение фронта пара на расстояние Δz_j, причем длина элементов Δz_j неодинакова. Номера интервалов времени i расположены на рис. 3-4 по горизонтали, а номера элементов длины трубы (участков) j — по вертикали. Количество конденсирующегося по элементам длины трубы пара $G^i_{\text{к}j}$ указано в клетках для каждого интервала времени. Количество пара G_{0j}, заполняющего каждый элемент длины паропровода, указано на рис. 3-4 в четвертом слева столбце.

Вводя обозначения:

$$B = \frac{4v}{\pi d^2_{\text{в}}}; \quad \Gamma = \frac{\pi d_{\text{в}}\alpha}{r_s}, \tag{3-5}$$

где v — удельный объем пара, можем написать ряд уравнений материального баланса для пара и конденсата в прогреваемом паропроводе.

Количество поступающего в паропровод за отрезок времени $\Delta\tau$ пара равно количеству пара, заполняющему очередной элемент длины паропровода, и количеству конденсата, образующегося во всех заполненных паром элементах:

$$D\Delta\tau = \frac{\Delta z_1}{B} + \Gamma\Delta z_1\vartheta_0\Delta\tau = \frac{\Delta z_2}{B} + \Gamma\Delta z_2\vartheta_0\Delta\tau + \Gamma\Delta z_1\vartheta_1\Delta\tau =$$

$$= \frac{\Delta z_3}{B} + \Gamma\Delta z_3\vartheta_0\Delta\tau + \Gamma\Delta z_2\vartheta_1\Delta\tau + \Gamma\Delta z_1\vartheta_2\Delta\tau = \dots \tag{3-6}$$

В формуле (3-6) ϑ_i — температурный напор в заданном элементе длины паропровода спустя время $i\Delta\tau$ от момента, когда фронт пара достигает рассматриваемого элемента. Он принимается постоянным на всей длине элемента в течение рассматриваемого малого отрезка времени $\Delta\tau$.

Решив уравнения (3-6) относительно Δz_i с учетом того, что $BD = w_0 = 4Dv/\pi d^2_{\text{в}}$ (скорость пара на входе в паропровод), и введя обозначение $B\Gamma\Delta\tau/(1+B\Gamma\Delta\tau\vartheta_0)=\delta$, получим:

$$\left.\begin{aligned}\Delta z_1 &= \delta w_0;\\ \Delta z_2 &= \Delta z_1 - \delta\Delta z_1\vartheta_1;\\ \Delta z_3 &= \Delta z_1 - \delta(\Delta z_1\vartheta_2 + \Delta z_2\vartheta_1);\\ \Delta z_4 &= \Delta z_1 - \delta(\Delta z_1\vartheta_3 + \Delta z_2\vartheta_2 + \Delta z_3\vartheta_1),\\ &\dots\dots\dots\dots\end{aligned}\right\} \tag{3-7}$$

Пользуясь системой (3-7) и задаваясь интервалом времени $\Delta\tau$, можно поступенчатым расчетом определить текущие значения Δz_i с той или иной степенью точности. Трудоемкость такого расчета возрастает с увеличением номера i элемента. Значения ϑ_i в этом случае берутся непосредственно по рис. 3-3. Для повышения точности таких расчетов надо уменьшать $\Delta\tau$.

Метод последовательного расчета Δz_i по этапам трудоемок. Для инженерных расчетов желательно иметь более простой метод. При выводе из формул (3-6) упрощенных расчетных формул были опробованы различные пути. Наиболее приемлемым оказался путь аппроксимации зависимостей, изображенных на рис. 3-3. Наилучшее приближение дает зависимость вида

$$\vartheta/\vartheta_0 \approx e^{-A\text{Fo}^{B}}. \tag{3-8}$$

Однако ее использование приводит к сложным системам уравнений с членами в дробных степенях, бесперспективным для дальнейших упрощающих преобразований. Окончательно была принята приближенная зависимость вида

$$\vartheta/\vartheta_0 \approx e^{-A_1\text{Fo}}; \tag{3-9}$$

она дает отклонения от рис. 3-3, но при выборе в качестве базовых точек значений Fo при $\vartheta_{\text{в}}/\vartheta_0=0{,}1$ они направлены в сторону повышения запаса при расчете проходного сечения дренажной линии. Рекомендуемые значения A_1 даны на рис. 3-5 в зависимости от критерия Bi для различных значений β_0. Сопоставление расчета по формуле (3-9) с рис. 3-3 для $\beta_0=1{,}4$ и Bi=10, когда $A_1=15{,}3$, дано в табл. 3-1.

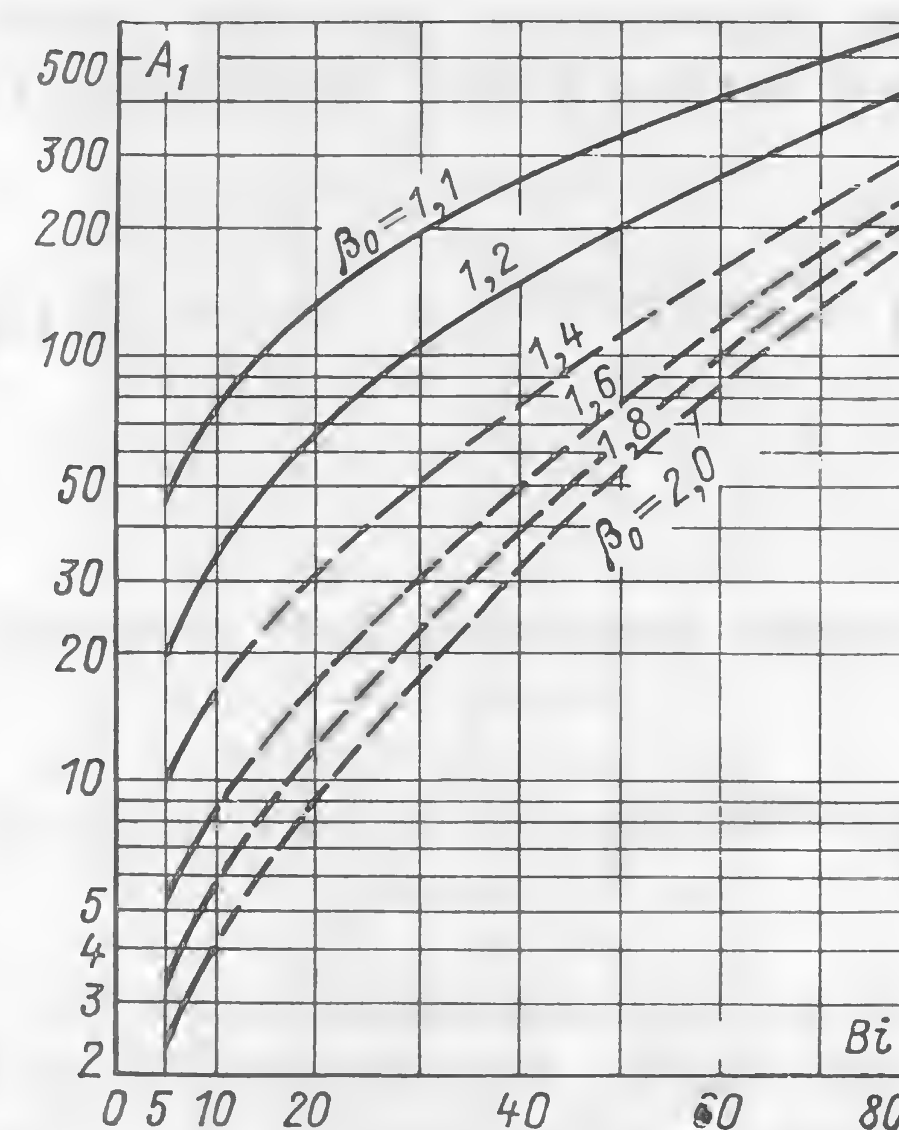


Рис. 3-5. Зависимость показателя степени A_1 в приближенной формуле (3-9) от безразмерного коэффициента теплоотдачи Bi для различных значений отношения диаметров трубы $\beta_0=d_{\text{н}}/d_{\text{в}}$.

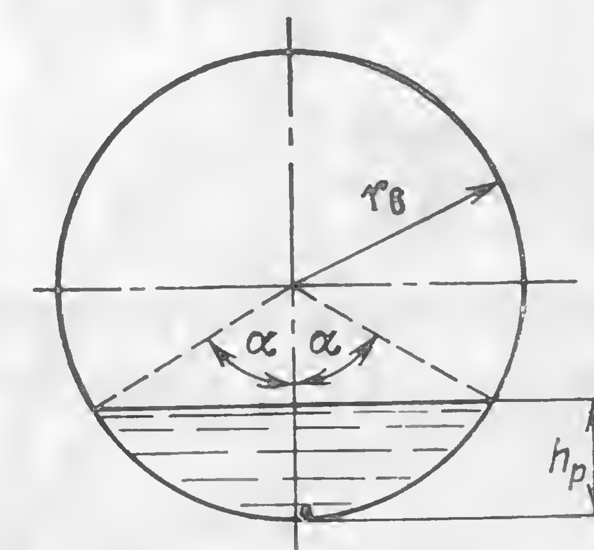


Рис. 3-6. Поперечные размеры ручья конденсата в паропроводе к определению гидравлического радиуса.

Таблица 3-1

Fo		10^{-5}	10^{-4}	10^{-3}	10^{-2}	10^{-1}	1
ϑ/ϑ_0	по формуле (3-9)	1	1	0,988	0,88	0,279	0
	по рис. 3-3	0,97	0,9	0,75	0,47	0,17	0

Использование зависимости (3-9) благоприятствует получению удобных для расчета формул. Если ввести обозначение $\delta w_0 = 1$, систему (3-7) можно преобразовать к виду

$$\left.\begin{aligned} &\Delta z_1 = I; \\ &\Delta z_2 = I(1-\delta\vartheta_1); \\ &\Delta z_3 = I\{1-\delta[\vartheta_2+\vartheta_1(1-\delta\vartheta_1)]\}; \\ &\Delta z_4 = I\{1-\delta\{\vartheta_3+\vartheta_2(1-\delta\vartheta_1)+\vartheta_1\{1-\delta[\vartheta_2+\vartheta_1(1-\delta\vartheta_1)]\}\}\}, \\ &\dots\dots\dots\dots \end{aligned}\right\} \quad (3\text{-}10)$$

Если дополнительно принять обозначение $m = e^{-\rho\Delta\tau}$, то из (3-9) можно получить $\vartheta_{i+1} \approx m\vartheta_i$, при этом $\rho = A_1 \frac{4a}{d^2_в}$, где a — коэффициент температуропроводности стали.

Введение дополнительных обозначений $K = \delta\vartheta_0$ и $m(1-K) = S$ позволило из системы (3-10) получить следующее выражение для Δz_i:

$$\Delta z_i = I\left[1 - mK\frac{1-S^{i-1}}{1-S}\right]. \quad (3\text{-}11)$$

Возвращаясь к прежним обозначениям, производя деление левой и правой части выражения (3-11) на $\Delta\tau = \tau/i$ и отыскивая предел полученного выражения при $i \to \infty$, получаем:

$$w = \frac{dz}{d\tau} \approx w_0\left\{1 - \frac{E\vartheta_0}{E\vartheta_0+\rho}\left[1-e^{-(E\vartheta_0+\rho)\tau}\right]\right\}, \quad (3\text{-}12)$$

где $E = \frac{4v\alpha}{d_в r_s} = \frac{8\lambda v \mathrm{Bi}}{d^2_в r_s}$.

Интегрированием выражения (3-12) можно получить путь продвижения фронта пара в паропроводе:

$$z \approx \frac{w_0}{E\vartheta_0+\rho}\left[1+\rho\tau - e^{-(E\vartheta_0+\rho)\tau}\right]. \quad (3\text{-}13)$$

Приравняв z всей длине паропровода l, можно определить время τ заполнения паропровода паром. Количество пара, конденсирующееся в единицу времени при прогреве паропровода, определяется по формуле

$$D_к = D - \frac{\pi d^2_в w}{4v}. \quad (3\text{-}14)$$

Основная погрешность данного расчета связана с допущениями, которые принимались при определении коэффициента теплоотдачи α от греющего пара к стенке трубы. Сложные условия теплообмена внутри прогреваемых паропроводов при нестационарных режимах позволяют оценивать α лишь весьма приближенно.

На горизонтальных участках паропроводов образующийся конденсат течет ручьем в нижней части сечения трубы. Глубина ручья $h_р$ и скорость течения изменяются вдоль паропровода и зависят от уклона i горизонтальных участков трассы.

Расход конденсата в ручье равен $D_к$. Глубину ручья можно определить методами гидравлики. Для гидравлического радиуса R русла

сегментного сечения (рис. 3-6) получена формула

$$R = \frac{d_в}{4}\left[1 - \left(1-\frac{2h_р}{d_в}\right)\frac{\sqrt{\left(2-\frac{2h_р}{d_в}\right)\frac{2h_р}{d_в}}}{\arccos\left(1-\frac{2h_р}{d_в}\right)}\right]. \quad (3\text{-}15)$$

Используя далее формулы Шези и акад. Павловского и принимая коэффициент шероховатости для паропроводных труб $n \approx 0{,}013$, можно получить для расхода конденсата в ручье следующее выражение:

$$D_к = 7{,}83 d_в^{2{,}648}\gamma\xi_р\sqrt{i}, \quad (3\text{-}16)$$

где $\xi_р = \arccos\left(1-\frac{2h_р}{d_в}\right)\left[1 - \left(1-\frac{2h_р}{d_в}\right)\frac{\sqrt{\left(2-\frac{2h_р}{d_в}\right)\frac{2h_р}{d_в}}}{\arccos\left(1-\frac{2h_р}{d_в}\right)}\right]^{1{,}648}$;

γ — плотность воды в ручье.

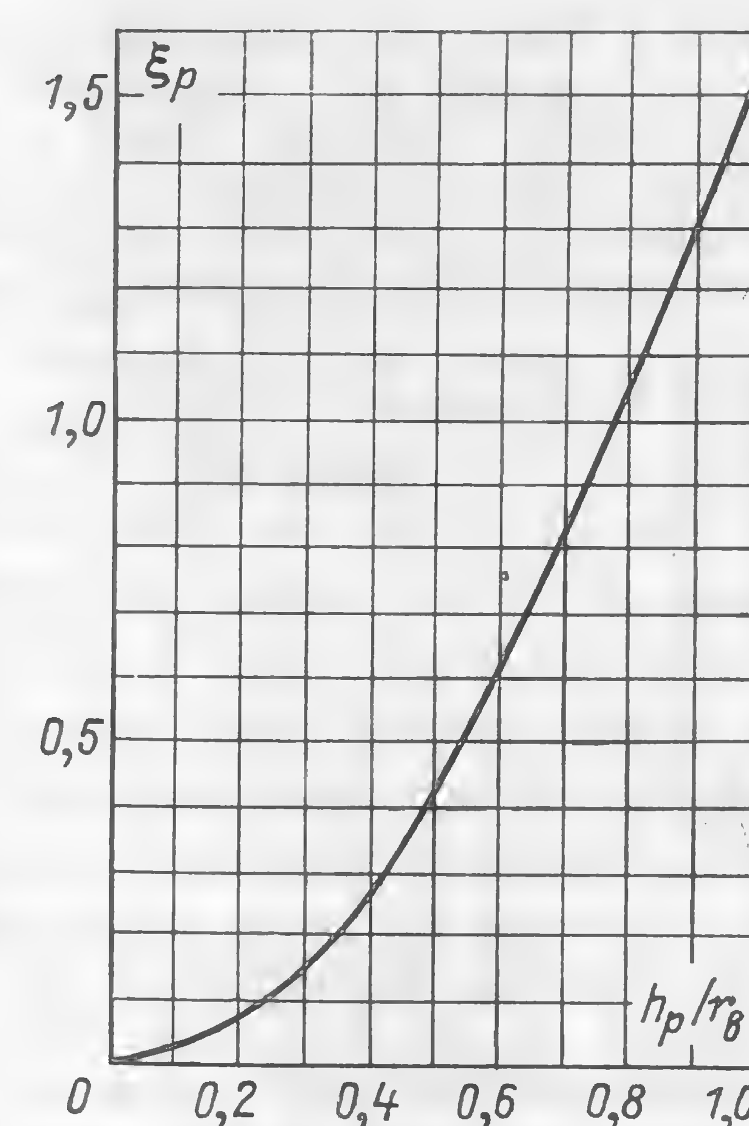


Рис. 3-7. График для определения $\xi_р$ в формуле (3-16) в зависимости от отношения $h_р/r_в$.

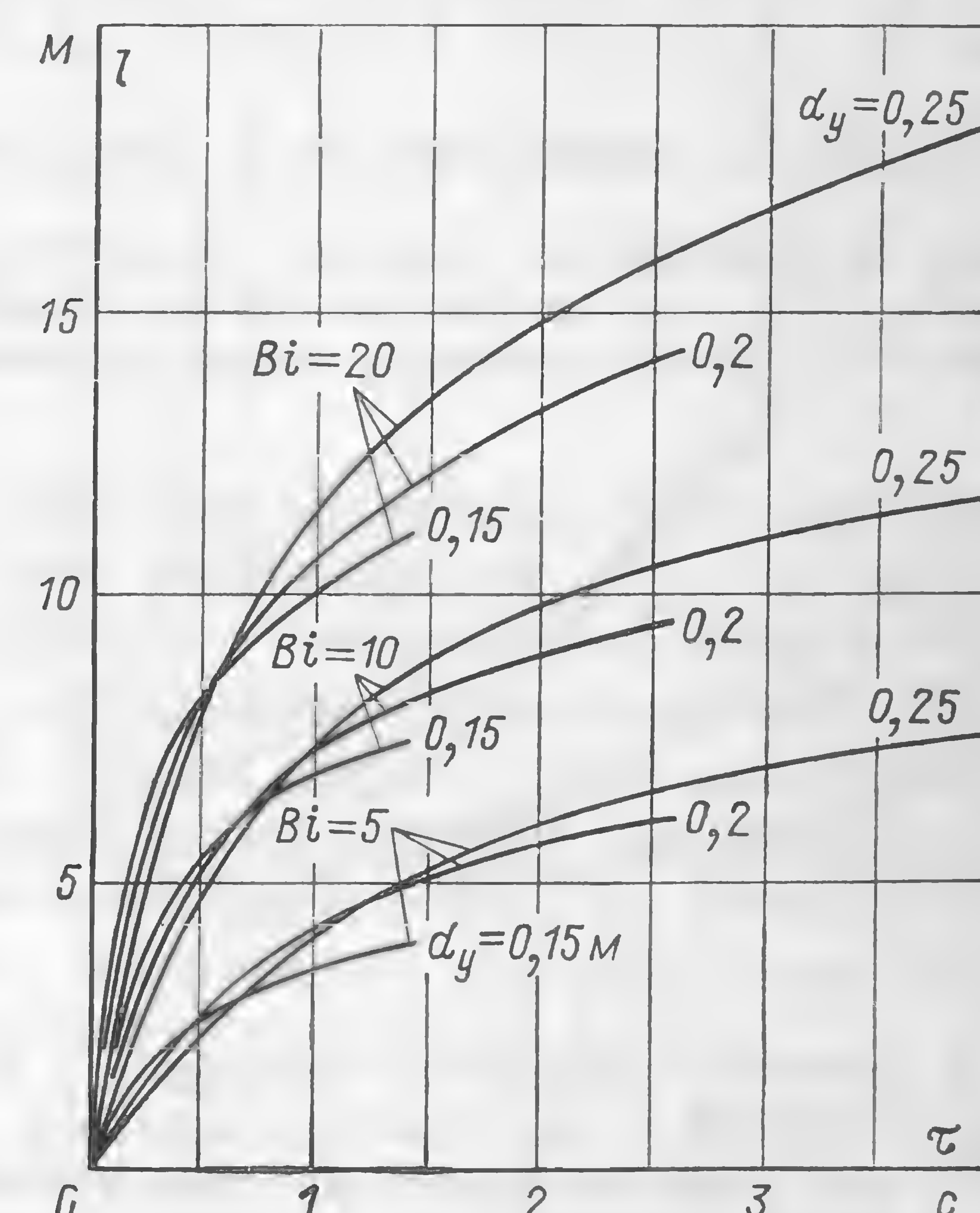


Рис. 3-8. Зависимость пути продвижения фронта пара в прогреваемом паропроводе l от времени τ для различных значений критерия Bi и диаметра условного прохода трубы $d_у$.

Расчетным путем была получена зависимость $\xi_р = f(2h_р/d_в)$, изображенная на рис. 3-7, облегчающая расчет глубины ручья при заданном уклоне i. С помощью формулы (3-16) можно также выбирать необходимый уклон горизонтальных участков трассы в направлении точки дренирования.

Скорость пара внутри прогреваемого паропровода убывает по его длине вследствие конденсации. Пока фронт пара не достиг конца прогреваемого участка, можно полагать, что пар в паропроводе конденсируется полностью, за исключением количества, заполняющего трубу. Для решения поставленной выше задачи (3-2) необходимо оце-

нить коэффициент теплоотдачи α от пара к стенке трубы. Учет переменного α по длине прогреваемого паропровода чрезвычайно сложен и не имеет экспериментальной базы. Приближенно полагая, что скорость продвижения фронта пара мала по сравнению со скоростью пара на входе в паропровод, можно для оценки α в качестве средней взять скорость пара вдвое меньшую, чем скорость на входе.

Примем давление пара на первом этапе прогрева близким к атмосферному, его состояние на входе в паропровод сухим насыщенным ($x_1=1$) или слабо перегретым, а в конце прогреваемого участка $x_2=0$. Начальная температура металла паропровода при прогреве из холодного состояния составляет 20°С. По формулам, приведенным в [3-12], для процесса конденсации движущегося внутри трубы пара можно получить приближенные коэффициенты теплоотдачи в зависимости от расхода греющего пара для различных значений внутреннего диаметра паропровода.

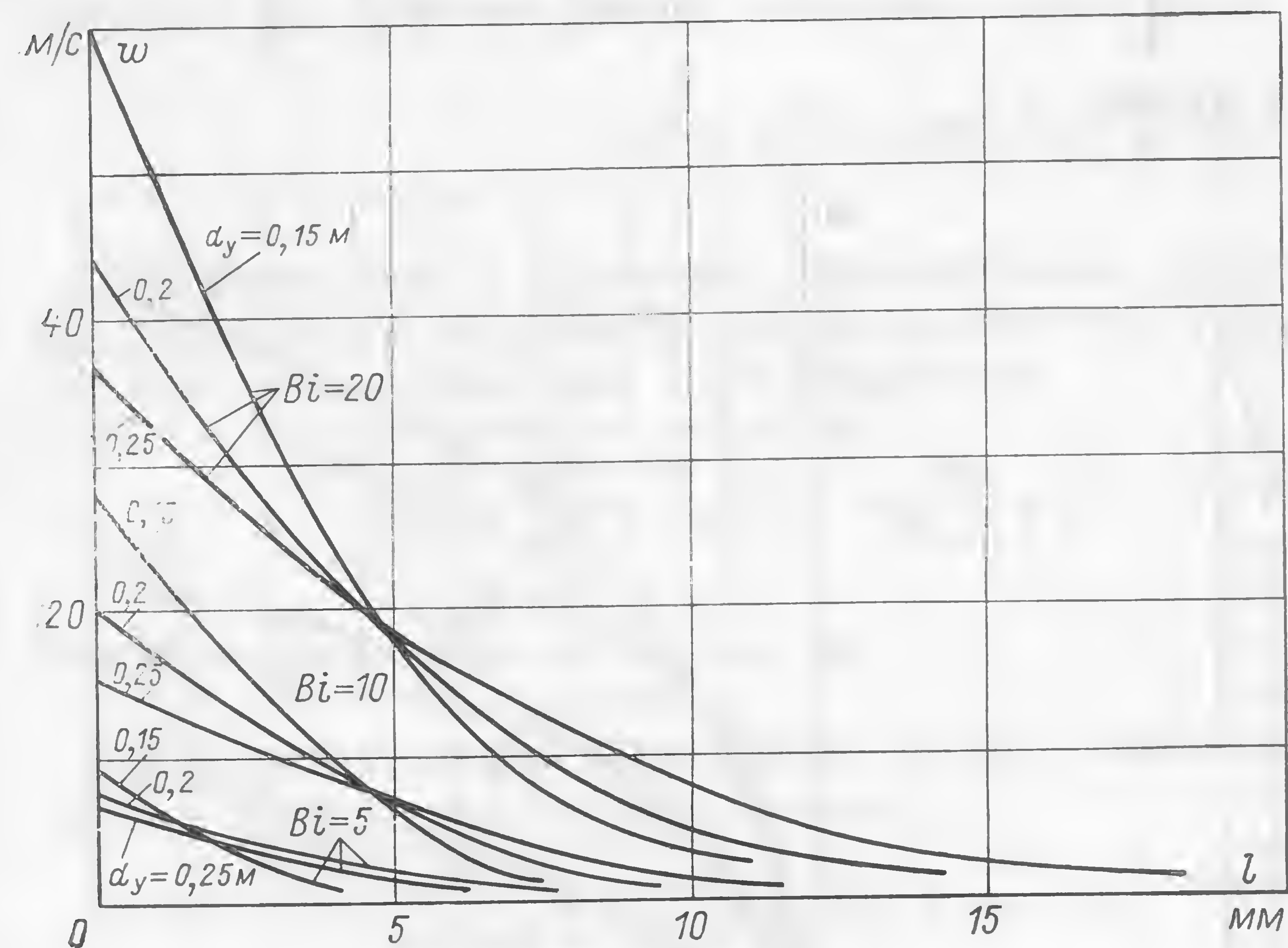


Рис. 3-9. Зависимость скорости продвижения фронта пара в прогреваемом паропроводе w от пройденного пути l, критерия Bi и диаметра условного прохода трубы $d_у$.

В качестве приложения выведенных формул рассмотрим прогрев паропровода из стали 15Х1М1Ф с внутренним диаметром (условным проходом) $d_у$, равным 0,15; 0,2 и 0,25 мм, и при начальной температуре стенки $t_c=20$°С. Принято, что поступающий в паропровод греющий пар в рассматриваемой начальной стадии прогрева имеет дав-

Таблица 3-2

$d_у$, м	Bi	D, кг/с	w_0, м/с	α, Вт/(м²·°С)	$\Delta\tau$, с	w, м/с	$D_к$, кг/с
	5	0,18	9,2	2365		0,062	0,179
0,15	10	0,54	27,6	4730	0,0618	0,132	0,539
	20	1,2	61	9460		0,266	1,189
	5	0,28	7,95	1770		0,054	0,276
0,2	10	0,69	19,85	3540	0,11	0,095	0,691
	20	1,53	43,65	7080		0,191	1,523
	5	0,35	6,38	1420		0,043	0,345
0,25	10	0,82	15,05	2840	0,1715	0,072	0,816
	20	1,97	36,25	5680		0,159	1,963

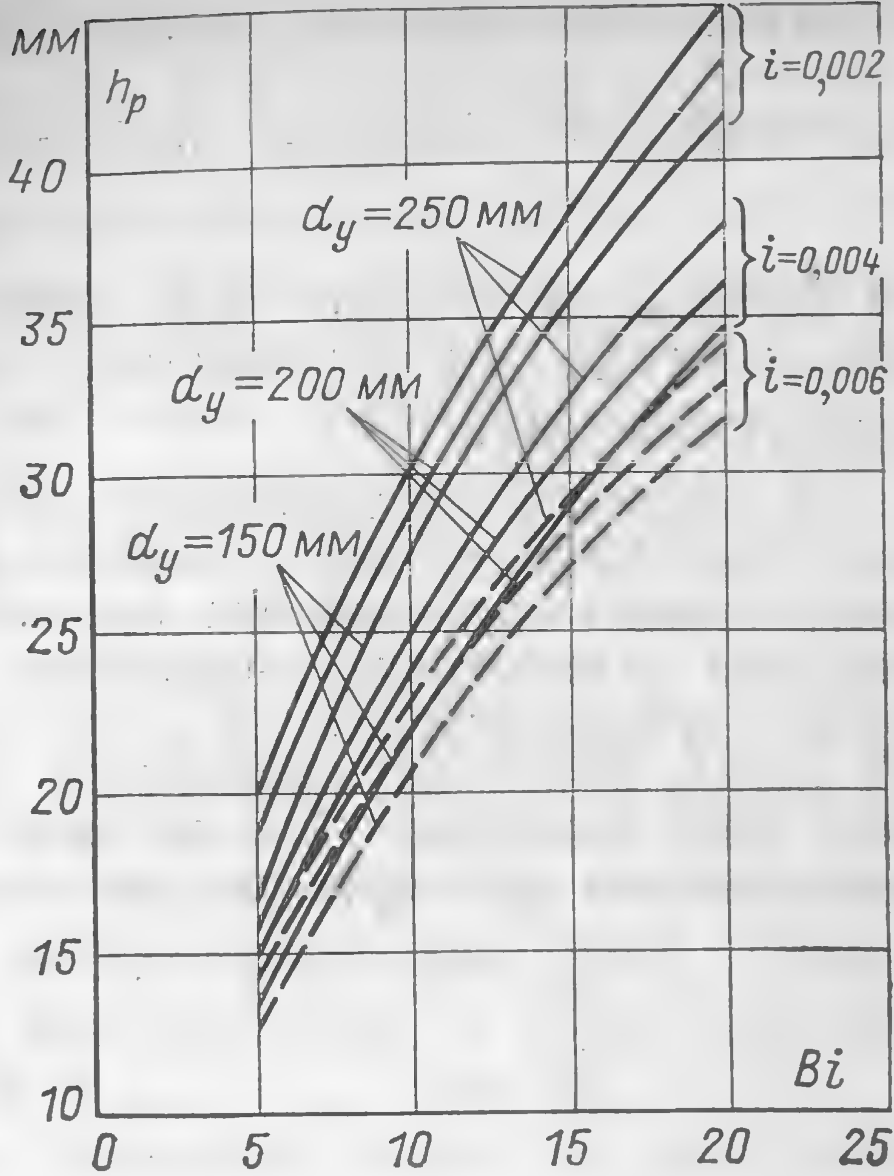


Рис. 3-10. Результаты расчета глубины ручья конденсата $h_р$ на горизонтальном участке паропровода в зависимости от критерия Bi, уклона трассы i и диаметра условного прохода трубы $d_у$.

ление $p=0,2$ МПа, $r_s=2185$ кДж/кг, $v_п=0,9$ м³/кг, $t_п=120$°С и начальный температурный напор составляет $\vartheta_0=100$°С. Расходы греющего пара на входе в паропровод для трех значений $d_у$ при Bi, равном 5, 10 и 20, скорость во входном сечении w_0, коэффициент теплоотдачи α и интервал разбивки времени $\Delta\tau$, соответствующий $\Delta Fo=0,0001$, приведены в табл. 3-2.

Скорость продвижения фронта пара w вдоль оси паропровода постепенно уменьшается и стремится к некоторому пределу, который зависит от внутреннего диаметра трубы и критерия Bi.

Согласно выполненным расчетам (рис. 3-8) для паропроводов диаметром $d_у$, равным 0,15, 0,2 и 0,25 м, постоянная скорость пара устанавливается спустя время τ, равное 1, 2 и 3,5 с от начала прогрева. Установившаяся скорость пара w по приближенной зависимости (3-12) при значениях A_1, определяемых по рис. 3-5, приведена в табл. 3-2. Количество образующегося в паропроводе в единицу времени конденсата $D_к$ определялось приближенно по формуле (3-14).

Зависимость скорости продвижения фронта пара w от пройденного пути l представлена на рис. 3-9.

Расчет глубины ручья дренажа на горизонтальных участках паропроводной трассы по формуле (3-16) с использованием графика, изображенного на рис. 3-7, выполнен для различных значений критерия Bi, диаметра трубы и уклона трассы i. Результаты расчета представлены на рис. 3-10.

Расчетное исследование показало, что при значениях критерия Bi$\leqslant$$\leqslant$20 глубина ручья дренажа даже при минимальном уклоне трассы $i=0,002$ не превышает 18—28% внутреннего диаметра паропроводной трубы; при $i=0,004$ величина $h_p/d_в$ соответственно составляет 15—23% и при $i=0,006$ равна 13,5—21%. Уклон менее 0,002 нецелесообразен, так как глубина ручья конденсата с дальнейшим уменьшением i прогрессивно возрастает. Уклон более 0,006 также вряд ли целесообразен, так как в этом случае возрастают технические трудности при прокладке трассы без существенного уменьшения глубины ручья.

3-2. ВЫБОР ПРОХОДНЫХ СЕЧЕНИЙ ДРЕНАЖНЫХ ЛИНИЙ ИЗ УСЛОВИЯ СРЫВА ПЛЕНКИ КОНДЕНСАТА В ПРОГРЕВАЕМОМ ПАРОПРОВОДЕ

Применительно к первому этапу прогрева паропровода было выполнено расчетное исследование пропускной способности дренажных линий при свободном безнапорном сливе конденсата в предположении отсутствия его вскипания в дренажной линии.

Пользуясь формулами, справедливыми для расходов с небольшими изменениями удельного объема среды [П-5], при безнапорном сливе конденсата будем иметь:

$$\xi\frac{w^2}{2g}=\Delta H, \qquad (3\text{-}17)$$

где ξ — суммарный коэффициент сопротивления, равный $\frac{\lambda}{d_{пр}}l_{пр}+\Sigma\xi_м$; w — скорость пара в продувочном трубопроводе; ΔH — разность высотных

отметок начала и конца продувочного трубопровода; $l_{пр}$, $d_{пр}$ — длина и внутренний диаметр продувочного трубопровода; $\lambda=\frac{1}{\left(1,14+2\lg\frac{d_{пр}}{k_э}\right)^2}$ — коэффициент трения при движении среды в трубах; $k_э$ — абсолютная эквивалентная шероховатость продувочного трубопровода; $\xi_м$ — местные сопротивления.

В расчетном исследовании в среднем были приняты длина продувочного трубопровода $l_{пр}=30$ м, разность отметок $\Delta H\approx10$ м и предполагалось, что проходное сечение продувочного трубопровода на всей его длине постоянно. В качестве местных сопротивлений на его трассе учитывались сопротивления при входе и выходе, десять гнутых колен с углом поворота 90°, два запорных вентиля и один обратный клапан, что дало $\Sigma\xi_м=13{,}9$. Учитывая повышенную коррозию дренажных труб, приняли $k_э=0{,}6$ мм. На базе этих исходных данных была подсчитана усредненная пропускная способность продувочного трубопровода при гравитационном сливе дренажа:

$d_{пр}$, мм	20	40	60	80	100	120	140
ξ	99,7	46,6	32,8	26,8	23,5	21,5	20,1
D, кг/с	0,42	2,47	6,65	13	21,8	32,9	46,2

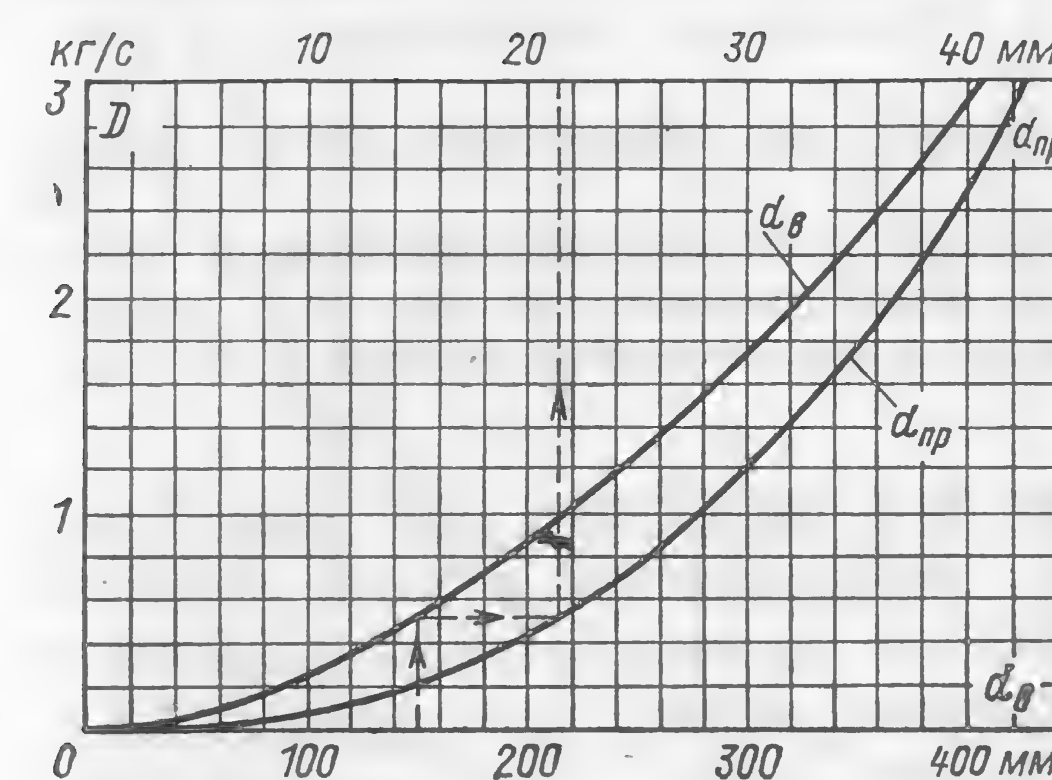


Рис. 3-11. Графики для определения необходимого расхода греющего пара D и диаметра продувочного трубопровода $d_{пр}$ в зависимости от диаметра прогреваемого паропровода $d_в$ из условия обеспечения критической скорости срыва пленки конденсата при гравитационном стоке конденсата по продувочному трубопроводу.

Рис. 3-12. График для определения отношения удельных объемов пара $\beta_к$ в выходном и входном сечениях продувочного трубопровода при критической скорости истечения из конца трубы в зависимости от суммарного коэффициента сопротивления ξ продувочной линии.

Из условия срыва пленки конденсата по формуле (3-1) была подсчитана критическая скорость пара в основном паропроводе при $x=98\%$ и $p=0{,}1$ МПа и определен необходимый расход пара при различных значениях внутреннего диаметра паропровода $d_в$. По этим данным на рис. 3-11 построены графики, позволяющие по заданному $d_в$ определять необходимый расход греющего пара D и находить требующийся диаметр продувочного трубопровода $d_{пр}$ из условия гравитационного стока конденсата.

Для второго этапа прогрева производилось исследование в предположении пропуска через продувочный трубопровод пара с влажностью $1-x=2\%$ в количестве, обеспечивающем срыв пленки конденсата в основном паропроводе. Принималась постоянная влажность пара по длине основного паропровода, а получающийся в этом случае завышенный диаметр продувочного трубопровода обеспечивал запас при расчете. Расчет пропускной способности продувочного трубопровода в этом случае приходится производить по методу, разработанному для течения с большим изменением удельного объема пара [П-5, 3-13].

Пропускная способность продувочного трубопровода выбиралась в расчетном исследовании из условия критической скорости в его выходном сечении. Разгон потока до критической скорости происходит при ее постепенном нарастании вдоль трубопровода (предполагается трубопровод постоянного сечения) Этот же метод можно применить и при изменяющемся сечении продувочного трубопровода, что описано в [3-13]. При этом предполагается, что местных сужений, где могла бы возникнуть критическая скорость еще до выходного сечения, у продувочного трубопровода нет (в противном случае расчет упрощается).

Для разгона пара до критической скорости требуется повышенное давление пара p_0 в основном паропроводе, которое зависит от ξ. Исследование показало, что в рассматриваемых режимах давление пара p_1 в начальном сечении продувочного трубопровода (в точке дренирования основного паропровода) можно принять равным p_0, поскольку гидродинамическое давление во входном сечении продувочной линии $p_{д1}$ мало. Потерей давления в основном паропроводе в этом случае можно пренебречь.

Для нахождения отношения удельных объемов пара в выходном и входном сечениях продувочного трубопровода $\beta_к=v_2/v_1=v_к/v_1$ при критическом истечении из конца трубы может быть использовано уравнение [П-5]

$$\beta^2_к=\frac{2k}{k+1}\xi+1+2\ln\beta_к, \qquad (3\text{-}18)$$

где $k\approx1{,}135$ — для насыщенного пара.

Соответственно может быть построена зависимость $\beta_к=f(\xi)$, облегчающая расчет и изображенная на рис. 3-12.

Для нахождения отношения давлений используется соотношение $\alpha_к=p_1/p_к\approx\frac{k+1}{2}\beta_к$. При выборе сечения продувочного трубопровода рассматривается крайний случай, когда $p_к=0{,}1$ МПа. В соответствии с этим в зависимости от диаметра продувочного трубопровода может быть определено давление $p_1=p_0$ в его начальном сечении, обеспечивающее критическую скорость на выходе:

$d_{пр}$, мм	40	60	80	100	120	140	160	180
$\beta_к$	7,4	6,3	5,7	5,4	5,2	5	4,9	4,82
p_1, МПа	0,791	0,672	0,608	0,577	0,556	0,533	0,523	0,514

Критическая массовая скорость $m_{кр}$, кг/(м²·с) в зависимости от давления p_1 в начале трубы может быть определена по формуле [П-5]

$$m_{кр}=\frac{p_1\cdot10^4}{\left(\frac{k+1}{2kg}\beta_к-\frac{k-1}{2kg}\frac{1}{\beta_к}\right)A\sqrt{p_0v_0}}, \qquad (3\text{-}19)$$

где $A=323$ для насыщенного пара.

В данном случае вторым членом в скобке в знаменателе можно пренебречь. Заменив далее $\frac{k+1}{2}\beta_к=\alpha_к$ и приняв $\frac{p_1}{\alpha_к}=p_2=p_к=0{,}1$ МПа, при $k=1{,}135$ получим

$$m_{кр}\approx\frac{344}{\sqrt{p_0v_0}}. \qquad (3\text{-}20)$$

Результаты расчетов по формуле (3-20) для различных значений p_0 и $v_0=0{,}98v''$ показаны в виде графика $m_{кр}=f(p_0)$ на рис. 3-13 [3-14].

После этого можно по формуле (3-1) для заданных значений диаметра основного паропровода $d_в$ подсчитать критическую скорость срыва пленки $w_{кр}$ при различных значениях p_0 в предположении $x=98\%$ и определить необходимый расход пара D, а затем для различных значений диаметра продувочного трубопровода $d_{пр}$ подсчитать необходимую массовую скорость $m=D/F$, где F — проходное сечение продувочного трубопровода. На рис. 3-13 значения m представлены в виде сетки кривых для различных значений $d_{пр}$. На графиках $m=f(p_0)$ нанесены точки, соответствующие давлению

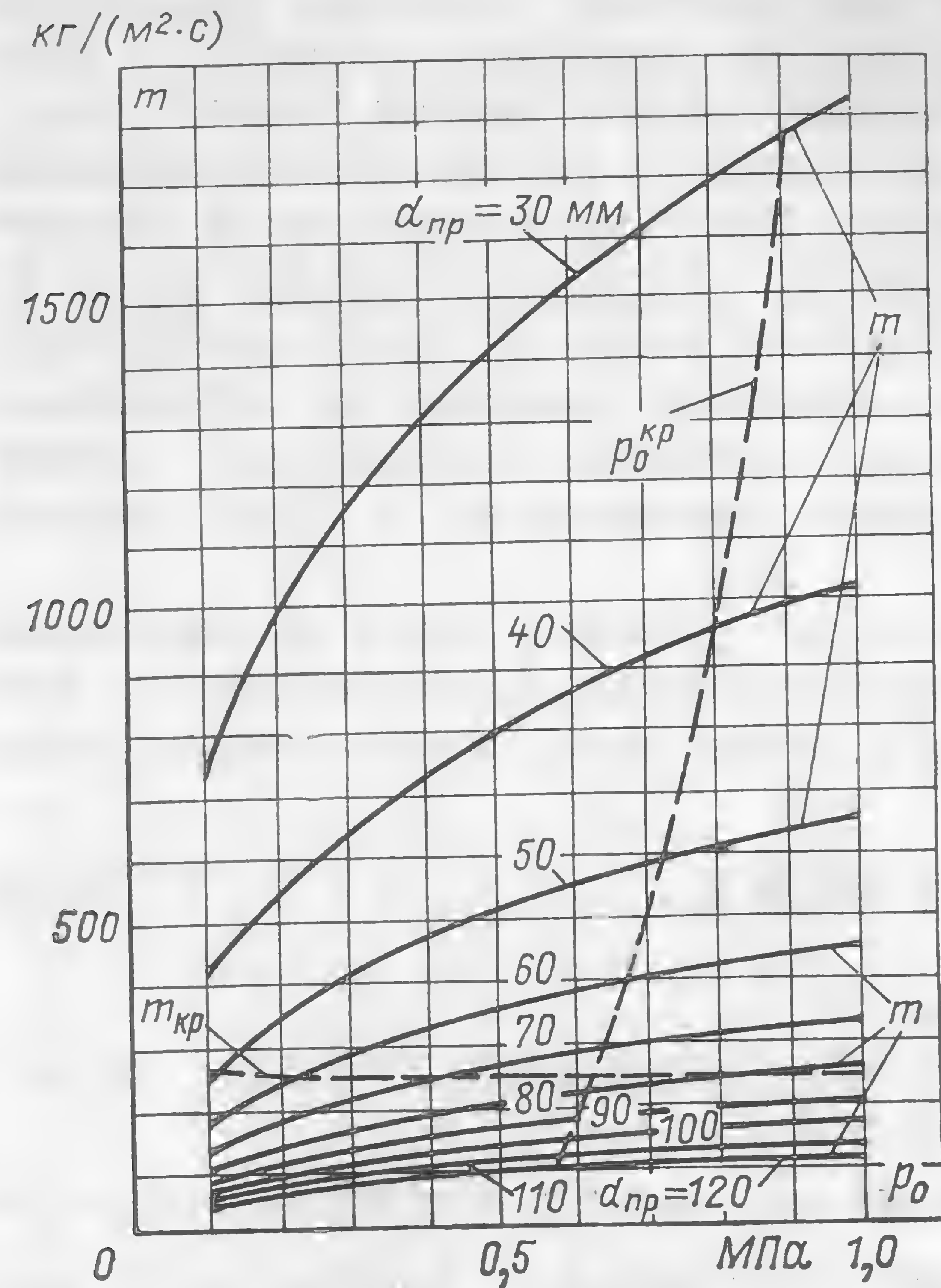


Рис. 3-13. График для определения диаметра проходного сечения продувочного трубопровода $d_{пр}$ из условия обеспечения критической скорости срыва пленки конденсата в прогреваемом трубопроводе при критической скорости истечения пара из конца продувочного трубопровода.

Рис. 3-14. Путь фронта пара z в прогреваемом трубопроводе в зависимости от времени τ от начала прогрева при различных значениях диаметра $d_в$ прогреваемого паропровода.

p_0, обеспечивающему при данном значении диаметра продувочного трубопровода разгон пара до критической скорости в выходном сечении. Через эти точки проведен график $p_0^{кр}$. Точка пересечения графика $p_0^{кр}$ с кривой $m_{кр}$ дает ответ на поставленную задачу — необходимый диаметр продувочного трубопровода $d_{пр}$. В случае непопадания точки ответа на какой-либо из графиков сетки $m=f(p_0)$ определение $d_{пр}$ производится интерполяцией. Результаты выполненных этим методом расчетов для различных значений диаметра основного паропровода представлены в табл. 3-3. Они могут служить в качестве ориентировки при выборе необходимого сечения продувочного трубопровода.

Таблица 3-3

$d_в$, мм	$d_{пр}$, мм	ξ	p_0, МПа	$m_{кр}$, кг/(м²·с)	D, кг/с
150	75	28	0,63	250	1,1
200	94	24,3	0,585	250,5	1,74
250	115	21,8	0,544	251	2,58
300	133	20,5	0,538	251,5	3,5
350	151	19,5	0,534	252	4,5
400	169	18,8	0,517	252	5,65

Как видно из табл. 3-3, диаметры продувочных трубопроводов здесь получились больше, чем на рис. 3-11 для гравитационного стока конденсата, поэтому их следует брать в качестве окончательных.

С помощью формулы (3-12) для первого этапа прогрева паропроводов производился расчет скорости продвижения фронта пара в основном паропроводе для значений диаметров продувочных линий, указанных в табл. 3-3. Скорость продвижения фронта пара быстро уменьшается во времени от w_0 (скорость на входе) до некоторого минимального значения $w_{мин}$, указанного в табл. 3-4.

Таблица 3-4

τ, с	Скорость пара, м/с	$d_в$, мм 150	200	250	300	350	400
0	w_0	48,2	44,9	42,4	40,8	39	37,8
0,001	w	47,7	44,7	42,2	40,8	38,9	37,7
0,002		47,3	44,3	42	40,6	38,8	37,6
0,005		45,8	43,5	41,4	40,2	38,4	37,3
0,01		43,7	42,1	40,4	39,4	37,8	36,8
0,02		39,7	39,5	38,5	38	36,7	36
0,05		29,6	32,5	33,4	34	33,5	33,4
0,1		18,2	23,5	26,4	27,8	28,9	29,5
0,2		7,13	12,5	16,55	19,5	21,5	23,1
0,5		1,06	2,38	4,36	6,65	9	11,15
1		0,73	0,81	0,97	1,55	2,42	3,67
2		0,723	0,673	0,636	0,571	0,506	0,756
∞	$w_{мин}$	0,723	0,673	0,636	0,571	0,506	0,491

По формуле (3-13) был подсчитан путь фронта пара во времени для тех же значений $d_в$, что показаны на рис. 3-14. При $\tau>2$ с зависимость линейная. По формуле (3-14) было подсчитано количество конденсирующегося пара при прогреве паропровода в единицу времени для установившегося режима. Результаты расчета приведены ниже:

$d_в$, мм	150	200	250	300	350	400
D, кг/с	0,522	0,86	1,27	1,76	2,29	2,9
$D_{макс.к}$, кг/с . .	0,509	0,847	1,251	1,735	2,26	2,862

3-3. ВЫБОР ПРОХОДНЫХ СЕЧЕНИЙ ДРЕНАЖНЫХ ЛИНИЙ ИЗ УСЛОВИЯ ЗАДАННОЙ СКОРОСТИ ПРОГРЕВА ПАРОПРОВОДА

В заключение необходимо проверить обеспечение продувочным трубопроводом указанных выше сечений условий третьего этапа прогрева. На третьем этапе температура стенки паропровода становится выше температуры насыщения греющего пара и конденсация пара в паропроводе прекращается. Через продувочную линию из паропровода в этом режиме отводится перегретый пар. Требующаяся пропускная способность продувочного трубопровода определяется в этом случае из условия обеспечения заданной скорости прогрева главного паропровода при отставании концевого сечения в темпе прогрева не более чем на допустимый скачок температуры при тепловом ударе. Этим условием предотвращается возникновение значительных температурных напряжений теплового удара в концевом участке главного паропровода в случае внезапного возрастания расхода пара, что может иметь место на блочных установках при толкании турбины, на установках с поперечными связями — при включении котла в магистраль. В данном случае для конкретного расчетного исследования приняты скорость прогрева паропровода 8°С/мин и допустимый скачок температуры пара 90°С.

В исследовании принимался квазистационарный режим прогрева паропровода с установившейся постоянной скоростью повышения температуры пара. В этом случае можно считать, что все точки стенки паропровода прогреваются с одинаковой скоростью ω. Принимая усредненное значение удельной теплоемкости стали c, можно написать уравнение теплового баланса для паропровода длиной l при плотности стали ρ_c:

$$D(i_0 - i_1) = \frac{\pi}{4}(d^2_{н} - d^2_{в})\, l \rho_c c \omega, \qquad (3\text{-}21)$$

из которого можно определить расход пара D, необходимый для обеспечения требующейся температуры пара t_1 и соответствующей энтальпии i_1 в конце паропровода при заданной температуре t_0 и энтальпии пара i_0 на входе. Были рассмотрены паропроводные трубы указанных в табл. 3-3 внутренних диаметров, а наружный диаметр определялся по толщине стенки из расчета на прочность. Расчеты были выполнены для паропровода на начальные параметры пара 14 МПа, 570°С (сталь 12Х1МФ). Полученные значения массовой скорости пара m (табл. 3-5)

Таблица 3-5

$d_в$, мм	$d_{пр}$, мм	D, кг/с	$m=D/F_{пр}$, кг/(м²·с)	$m_к$, кг/(м²·с)
150	75	2,9	658	4350
200	94	5,23	755	4690
250	115	8,1	783	5040
300	133	11,75	848	5080
350	151	16	892	5120
400	169	20,6	920	5310

сопоставлялись с пропускной способностью $m_{кр}$ дренажных трубопроводов принятых сечений, определенной по формуле (3-20) для перегретого пара начальных параметров. Продувочные трубопроводы обеспечивают более чем с шестикратным запасом необходимый для третьего этапа режим прогрева паропровода.

Таким образом, окончательный выбор продувочного трубопровода следует производить по второму этапу прогрева из расчета пропуска пара с влажностью $1-x=2\%$ в количестве, обеспечивающем скорость срыва пленки конденсата со стенки главного паропровода.

При расчетах важно правильно определить эквивалентную длину трубопровода. Продувочные трубопроводы имеют обычно сложную конфигурацию, участки с разными проходными сечениями, местные сопротивления в виде вентилей, поворотов, тройников, обратных клапанов и т. п. Рассматриваемый продувочный трубопровод при расчете рекомендуется условно заменять некоторым эквивалентным по гидравлическому сопротивлению с постоянным по всей длине проходным сечением, равным тому сечению продувочного трубопровода, в котором устанавливается критическая скорость пара [3-13]. Последующие участки трубопровода из рассмотрения исключаются. Задача решается приближенно: двухниточные участки условно заменяются однониточными того же диаметра и вчетверо меньшей длины. При наличии участков с разными диаметрами прохода величина $\lambda l_{пр}/d_{пр}$ при подсчете ξ в формуле (3-17) умножается на четвертую степень отношения диаметров $(d_{пр1}/d_{прi})^4$, где $d_{пр1}$ — диаметр сечения, в котором устанавливается критическая скорость.

3-4. ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ МЕТОДА ДЛЯ ВЫБОРА ПРОХОДНЫХ СЕЧЕНИЙ ДРЕНАЖНЫХ ЛИНИЙ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

Описанный метод был использован для расчета пропускной способности дренажной линии главного паропровода диаметром 273×36 мм из стали 12Х1МФ на параметры пара 14 МПа, 570°С котла типа ТП-80 производительностью 117 кг/с (420 т/ч). Схема дренирования главных паропроводов этой установки представлена на рис. 3-15. Продувочная среда в начале растопки подавалась через регулятор в коллектор пара 0,12 МПа, а по достижении в паропроводе давления 2 МПа — через РОУ в коллекторы промышленного отбора турбины ПТ-60-130. Выполненные по первоначальному проекту дренажи перед линейными задвижками имели недостаточное сечение (диаметр 28×4 мм, что показано пунктиром на рис. 3-15). Вследствие этого прогрев концевого участка паропровода происходил с отставанием и наблюдалась значительная температурная неравномерность по окружности на горизонтальных участках.

В моменты открытия линейных задвижек при включении котла в магистраль происходил резкий подъем температуры металла в конце паропровода и скорость прогрева значительно превышала допустимую. Наблюдалось явление, близкое к тепловому удару.

В результате выполненного расчета по предложению МЭИ сечение дренажей перед линейными задвижками было увеличено до диаметра 76×6 мм (двухниточный участок) и до диаметра 108×8 мм (однониточный участок) и прогрев паропровода стал более равномерным. После реконструкции дренажей значительно уменьшился скачок температуры пара в конце паропровода в момент включения котла в магистраль при открытии линейных задвижек (рис. 3-16) и существенно снизилась температурная неравномерность по окружности паропроводных труб на горизонтальных участках во время прогрева при растопках котла (рис. 3-17).

До реконструкции дренажей к концу подъема параметров перед включением котла в магистраль температура пара в конце паропровода перед линейными задвижками была на 120°С ниже, чем в начале паропровода у ГПЗ, а разность температур между верхом и низом паропроводной трубы на горизонтальном участке достигала 60°С. После реконструкции дренажей разность температур между началом и концом паропровода к концу растопки уменьшилась до 15°С, а разность температур между верхом и низом паропровода снизилась до 25°С.

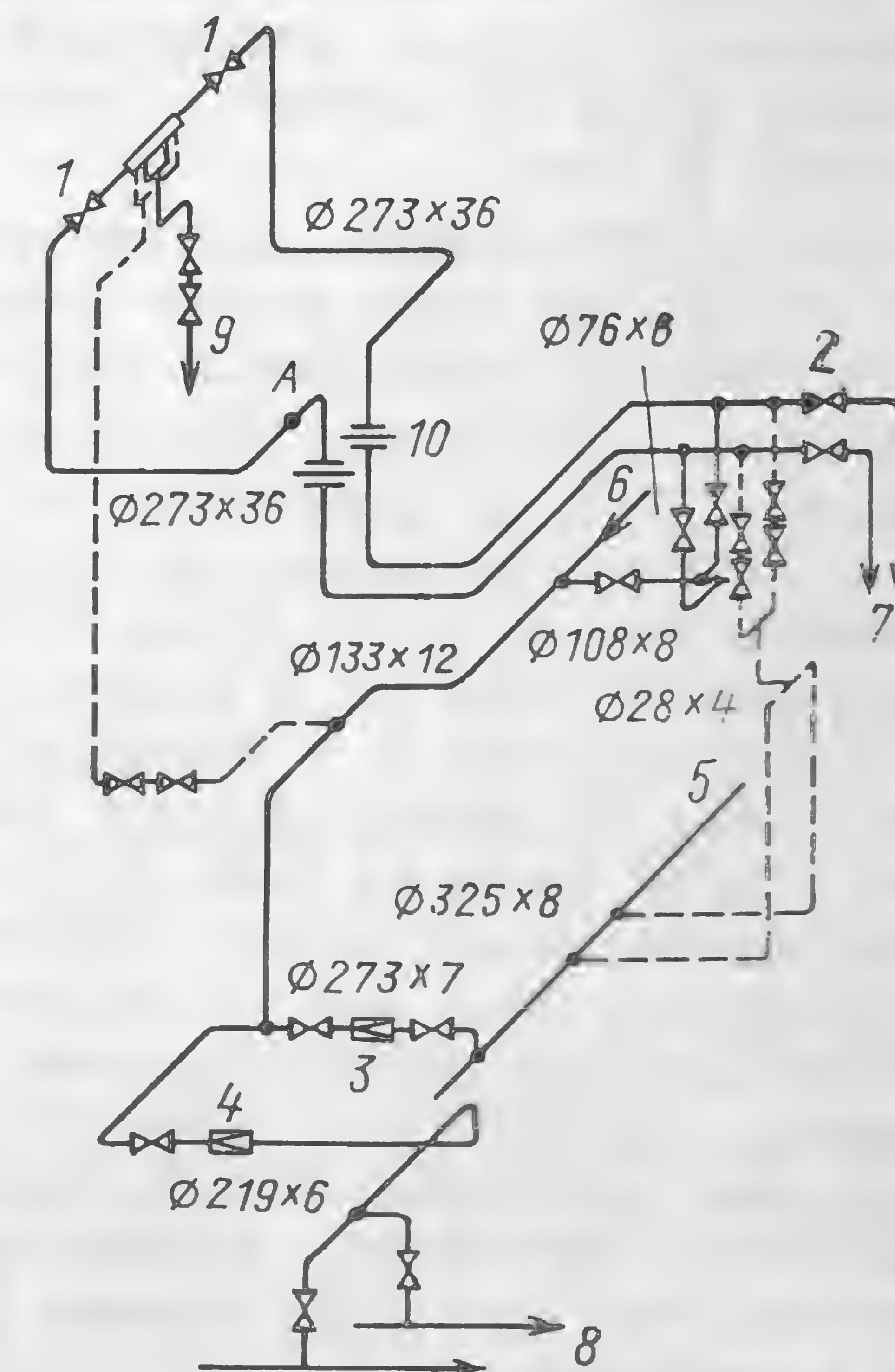


Рис. 3-15. Пространственная схема дренажей главного паропровода котла типа ТП-80 ТЭЦ № 12 Мосэнерго.

1 — главные паровые задвижки; *2* — линейные задвижки; *3* — растопочная РОУ 140/1,2; *4* — то же 140/13; *5* — продувочный коллектор; *6* — дренажный трубопровод от соседнего котла; *7* — пар к турбине типа ТП-60-130; *8* — пар на производство; *9* — дренаж в барботер; *10* — измерительная диафрагма.

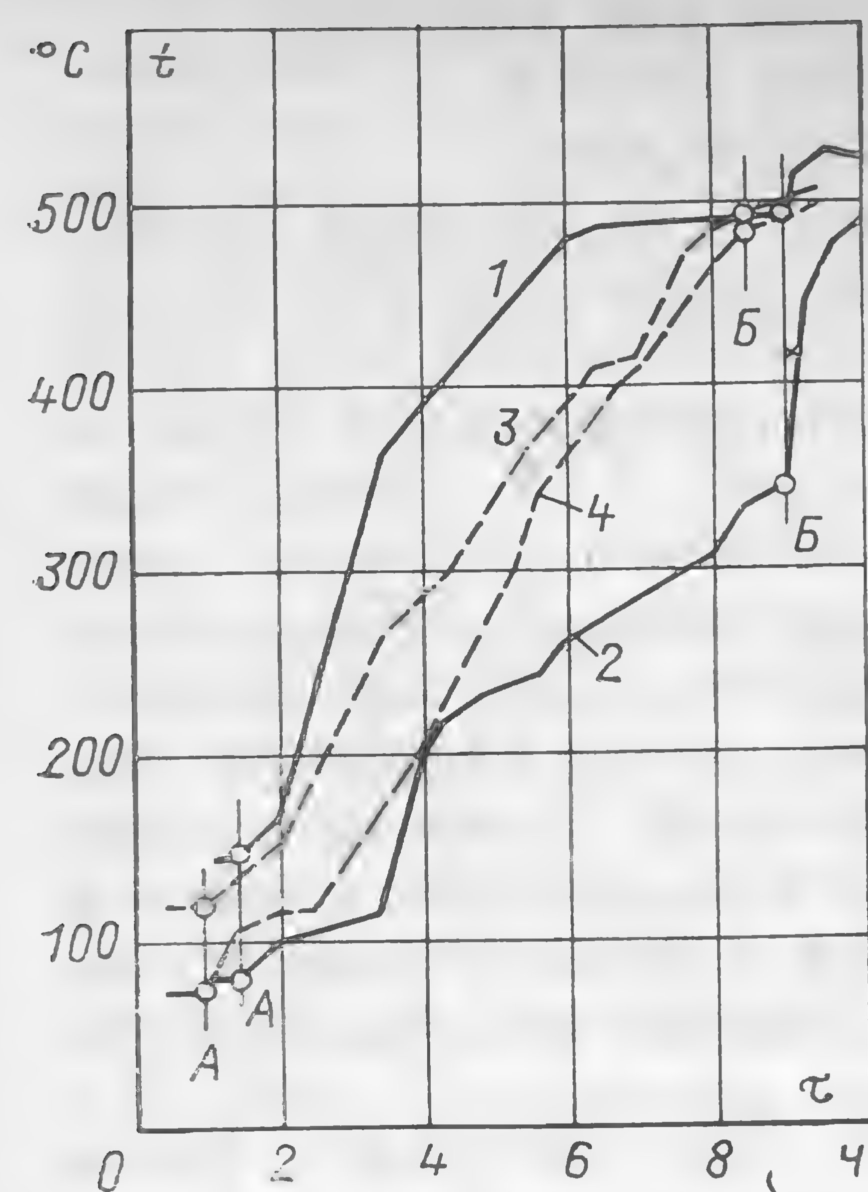


Рис. 3-16. Изменение во времени температуры пара на выходе из котла и температуры стенки в концевом участке паропровода перед линейными задвижками при секционной схеме главных паропроводов в процессе растопки.

1 — температура пара на выходе из котла при растопке до реконструкции дренажей; *2* — температура стенки паропровода перед линейной задвижкой в этом же опыте; *3* — температура пара на выходе из котла при растопке после реконструкции дренажей; *4* — температура стенки паропровода перед линейной задвижкой во втором опыте: *А* — начало растопки котла; *Б* — момент включения котла в магистраль.

В одном из исследований автором измерялось количество дренажа, отводимое из главного паропровода при его прогреве. Исследование проводилось на паропроводе котла с естественной циркуляцией барабанного типа производительностью 3,1 кг/с, установленного на ТЭЦ МЭИ. Рабочие параметры перегретого пара были 4,2 МПа, 470°С. Котел через развилку присоединялся к двум сборным магистралям машинного зала станции (рис. 3-18). Диаметр паропровода был 133×14 мм, материал — сталь марки 12МХ.

Дренирование паропровода осуществлялось через трубки перед линейными задвижками ЛЗ. Дренаж паропровода нормально направлялся в расширитель дренажей и далее в барботер.

Измерение количества дренажа, отводимого из паропровода при его прогреве, осуществлялось следующим образом (рис. 3-18). Дренаж в виде смеси пара с водой направлялся в растопочный сепаратор, где производилось отделение пара от воды. Корпус сепаратора был рассчитан на давление 0,6 МПа и имел вместимость около 2,5 м³. Вода собиралась в нижней части корпуса сепаратора, а отделившийся от влаги пар отводился в атмосферу через выхлопную трубу. В нижней части корпуса растопочного сепаратора имелось водоуказательное стекло, по повышению уровня воды в котором определялось количество отведенного из паропровода дренажа в виде конденсата.

Для измерения расхода продувочного пара на выхлопной трубе была установлена диафрагма и к ней подключен дифманометр. Ввиду значительных изменений параметров проходящего через диафрагму в процессе прогрева паропровода продувочного пара, который принимался сухим насыщенным, пришлось ввести поправку на температуру и давление пара.

Опыты проводились при прогреве паропровода из холодного состояния (начальная температура стенки паропровода 50°С). Средняя скорость прогрева паропровода составляла 1,7°С/мин.

Общая погрешность измерения количества дренажа в опытах составляла ±1% по количеству воды и ±10% по расходу продувочного пара. Результаты одного из опытов при прогреве паропровода представлены на рис. 3-19. Здесь показаны изменение во времени расхода продувочного пара $D_{пр}$ и количества отведенного конденсата $V_к$, а также давления пара p и температуры стенки паропровода t в точке A (рис. 3-18). За время полного прогрева паропровода всего было отведено 0,34 м³ дренажа, что составило 3,4% номинальной часовой паропроизводительности котла. Одновременно было израсходовано 2430 кг продувочного пара, что составляет 23% номинальной часовой паропроизводительности котла. Основное количество конденсата отводилось из главного паропровода в течение первого получаса от начала прогрева. В течение последующих 3 ч было отведено всего только 14% общего количества конденсата. Расход продувочного пара, наоборот, в начале растопки был мал и постепенно увеличивался по мере подъема давления в паропроводе.

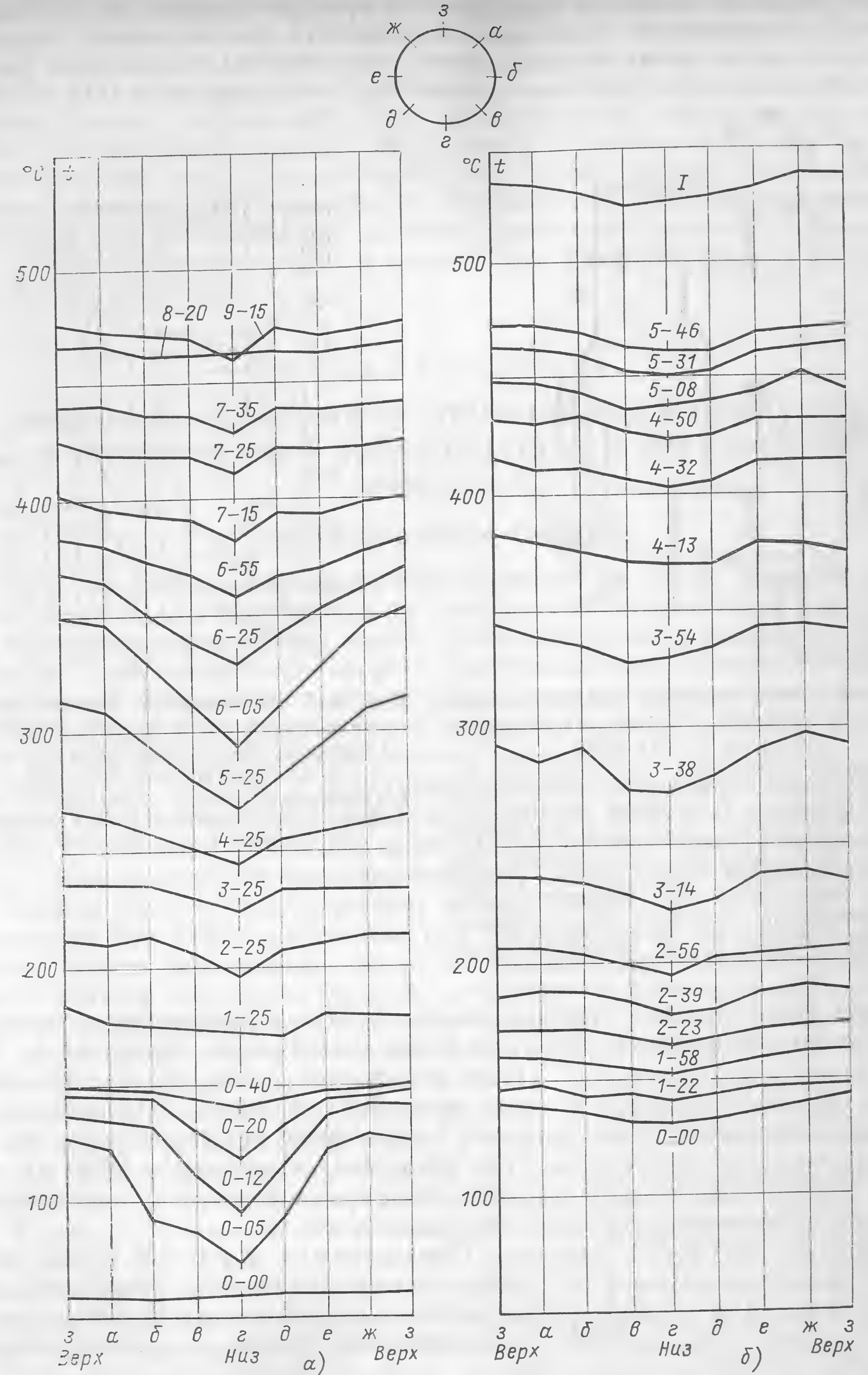


Рис. 3-17. Температурное поле по окружности главного паропровода котла типа ТП-80 ТЭЦ № 12 Мосэнерго на горизонтальном участке при прогреве.

а — до реконструкции дренажей; *б* — после реконструкции; цифрами у кривых обозначено время от начала прогрева; *а, б, в...* — термопары у наружной поверхности стенки паропровода, расположение которых по окружности трубы показано над графиками; *I* — установившийся температурный режим.

На рис. 3-20 показано изменение во времени расхода продувочного пара $D_{пр}$ и количества отведенного конденсата при остывании главного паропровода во время останова котла. Количество отведенного из паропровода конденсата в этом случае за 4 ч не превысило 0,11 м³. Расход продувочного пара был максимален в начале остывания, а затем он постепенно снижался по мере снижения давления в паропроводе. Общее количество пара, израсходованного на продувку главного паропровода, в этом случае было примерно такое же, как при прогреве, и составило 2350 кг, или 22% номинальной часовой паропроизводительности котла.

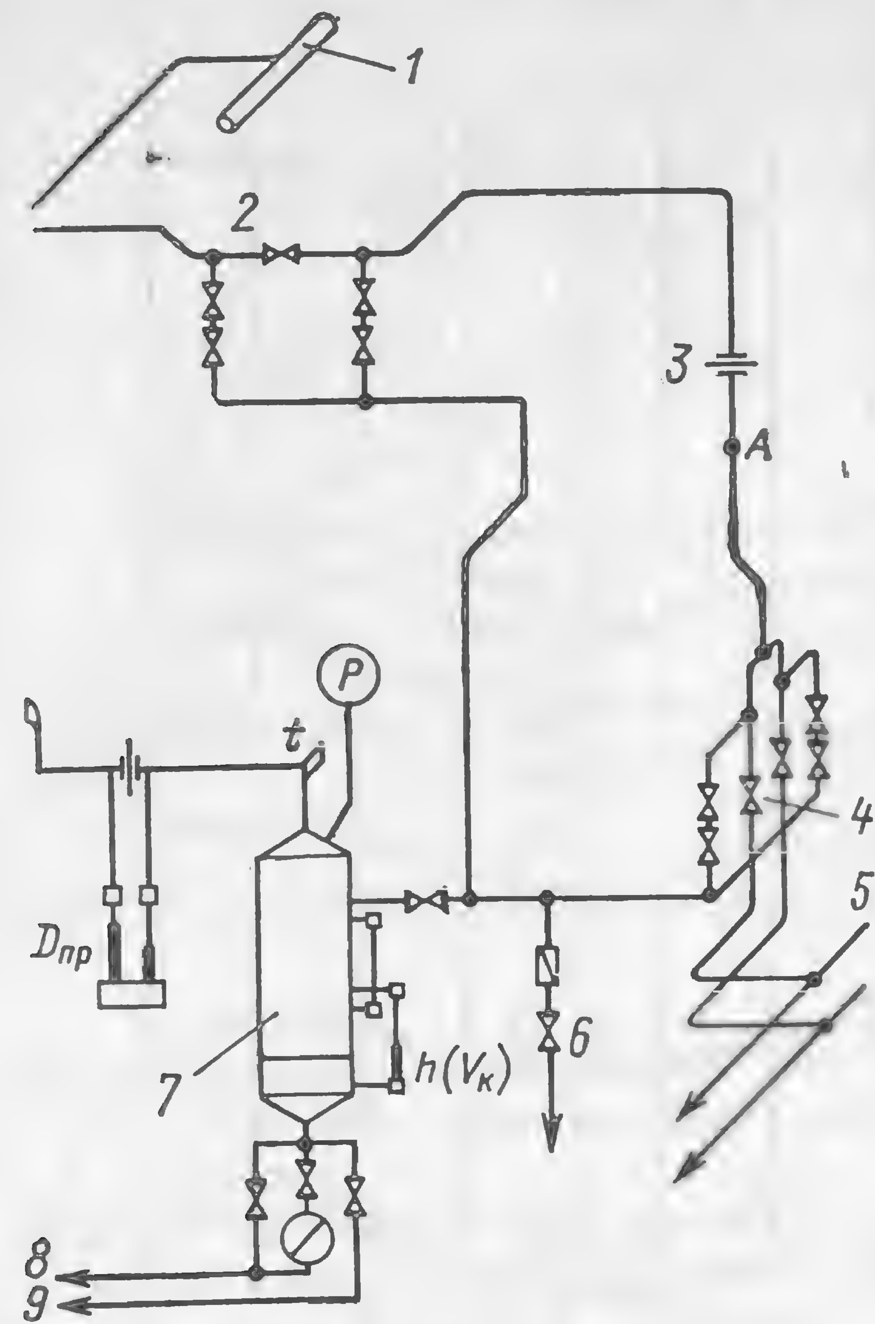


Рис. 3-18. Схема измерения количества дренажа при прогреве главного паропровода котла № 3 ТЭЦ МЭИ.

1 — выходной коллектор пароперегревателя; *2* — главная паровая задвижка; *3* — измерительная паровая диафрагма; *4* — линейные задвижки; *5* — магистрали машинного зала; *6* — в расширитель или в барботер; *7* — растопочный сепаратор; *8* — в расширитель дренажей; *9* — в барботер; *t* — гильза для измерения температуры пара; *p* — манометр; $h(V_к)$ — стекло для измерения количества собираемого конденсата; $D_{пр}$ — дифманометр для измерения расхода продувочного пара; *A* — место установки тензометров.

Рис. 3-19. Изменение во времени в процессе растопки котла выхода конденсата из прогреваемого паропровода $V_к$ и расхода продувочного пара $D_{пр}$.

t — температура стенки паропровода в точке *A* (рис. 3-18); *p* — давление пара в паропроводе; τ — время от начала растопки.

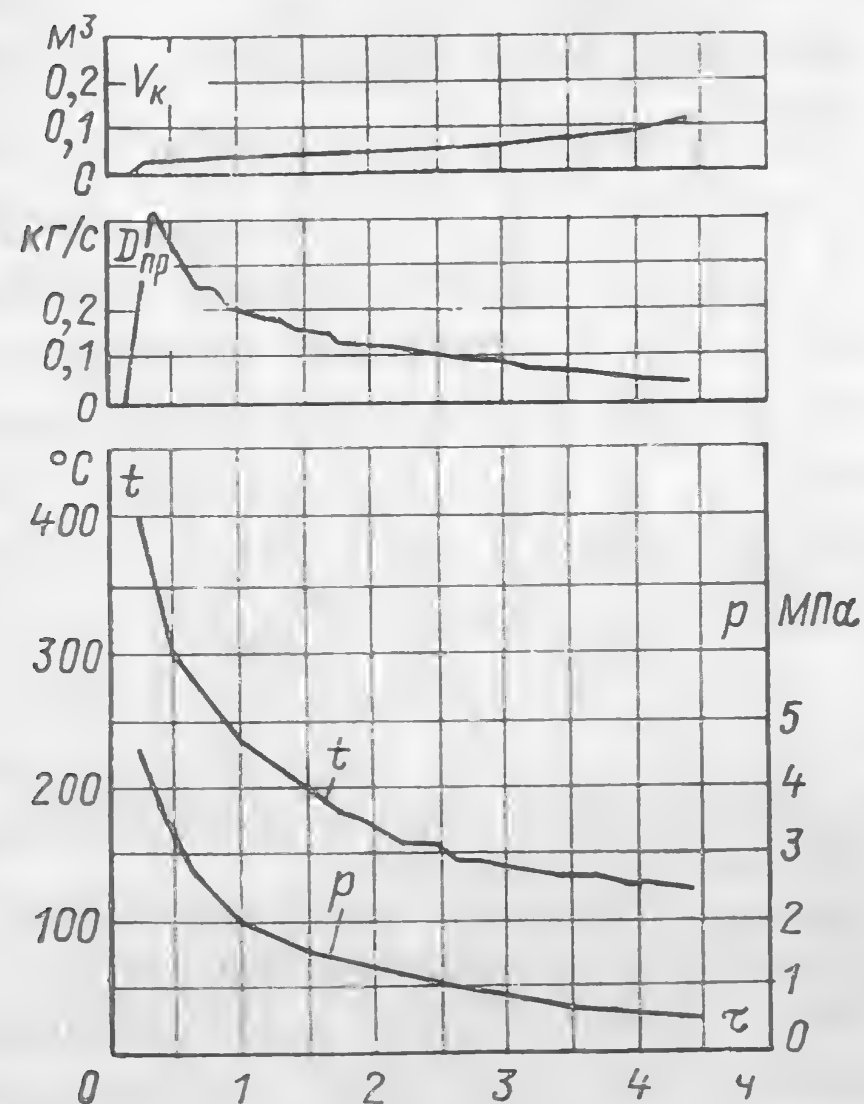


Рис. 3-20. Изменение во времени в процессе останова котла выхода конденсата из охлаждающегося паропровода $V_к$ и расхода продувочного пара $D_{пр}$.

τ — время от момента отключения котла от магистралей. Остальные обозначения те же, что и на рис. 3-19.

Предлагаемая в данной главе методика расчета пропускной способности продувочно-дренажных линий для главных паропроводов учитывает режим наиболее обильного образования дренажа в процессе прогрева из холодного состояния. Она призвана обеспечить достаточно равномерный прогрев главного паропровода как в окружном, так и в продольном направлениях с целью недопущения развития в паропроводе дополнительных температурных напряжений. Она базируется на новом физико-технически оправданном условии обеспечения в главном паропроводе скорости греющей среды, достаточной для срыва пленки конденсата со стенки на внутренней поверхности. Методика получила промышленную проверку при реконструкции системы дренажей главного паропровода на тепловой электростанции и может быть рекомендована к использованию при расчетах.

ГЛАВА ЧЕТВЕРТАЯ

САМОКОМПЕНСАЦИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ УДЛИНЕНИЙ И ПЕРЕМЕЩЕНИЯ ПАРОПРОВОДОВ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

4-1. ПОСТАНОВКА ВОПРОСА

При прогреве и остывании паропроводов их длина изменяется на 1,2—1,8 мм на погонный метр на каждые 100°С изменения температуры. Паропроводные трассы имеют точки жесткого закрепления (неподвижные или «мертвые» опоры), расположенные обычно на концах участков. В результате температурного удлинения участков происходит деформация трубопроводов и в них возникают изгибные и крутящие компенсационные моменты и соответствующие напряжения.

Различают плоские и пространственные неразветвленные паропроводные трассы с неподвижными опорами на концах и разветвленные трассы с узловыми точками в виде тройниковых соединений. В последнем случае количество неподвижных опор равно числу ветвей у трассы.

Задача расчета сил, моментов и напряжений, возникающих в трубопроводе при самокомпенсации его температурных удлинений, аналогична задаче определения сил и напряжений по заданным деформациям системы и по своей природе является статически неопределимой. Для сложной пространственной разветвленной трассы с n неподвижными креплениями и $n—2$ узловыми точками (тройниками) порядок статической неопределимости равен $6(n—1)$. Известен ряд методов расчета, позволяющих определять напряжения в подобных сложных системах с большим количеством узлов. Решение таких задач хотя и связано с большим объемом вычислений, не представляет принципиальных затруднений в настоящее время благодаря применению ЭВМ.

В связи с развитием вычислительной техники и внедрением ее практически во все отрасли народного хозяйства появились методы машинного расчета трубопроводных систем на самокомпенсацию температурных расширений трубопроводов, получившие в настоящее время широкое распространение [П-1, П-2; 1-1—1-3; 2-18; 4-1—4-3].

Разработкой программ расчета трубопроводов на ЭВМ и их совершенствованием в СССР занимается ряд организаций: Ленинградское отделение ЦКТИ, институты Теплоэлектропроект, Гипрокаучук и др. Наибольший опыт в этом направлении накоплен Ленинградским отделением ЦКТИ, где уже в течение многих лет под руководством Д. Л. Костовецкого разрабатываются и совершенствуются программы расчета паропроводов с помощью ЭВМ [П-1; 1-1; 4-1].

Проектными организациями энергетического профиля в СССР для расчета трубопроводов на ЭВМ в настоящее время используются преимущественно программы, разработанные Уральским отделением института Теплоэлектропроект при участии Уральского государственного университета [1-2, 1-3, 4-2].

С развитием машинных методов расчета появилась возможность производить расчеты сложноразветвленных многократно статически-неопределимых трубопроводных систем без упрощающих допущений с одновременным учетом совместного действия ряда нагружающих факторов: внутреннего давления, самокомпенсации температурных расширений, весовой и внешних нагрузок, упругости пружинных подвесок и опор, эллиптичности сечения дуговых участков.

Важным нагружающим фактором, вызывающим появление в паропроводных трассах значительных дополнительных напряжений от изгиба и скручивания, является весовая нагрузка. А. В. Ратнером и М. Я. Аристовым (ВТИ) [4-4, 4-5] было установлено, что в некоторых случаях при неправильной регулировке опорных пружин изгибные напряжения от собственного веса могут быть в несколько раз больше компенсационных напряжений.

Расчет трасс на весовую нагрузку в настоящее время выполняется одновременно с их расчетом на самокомпенсацию температурных удлинений. Для получения результатов, близких к действительности, в этих расчетах должны учитываться реакции промежуточных опор и пружинных подвесок с учетом их податливости. В этом случае сложность вычислений возрастает и применяются специальные программы расчета.

Напряжения от самокомпенсации температурных удлинений играют существенную роль в общем комплексе напряжений, действующих в главных паропроводах ТЭС в переходных режимах. Их значение зависит от интервала температур подогрева, коэффициента температурного расширения металла, конфигурации трассы и ее компенсирующей способности, момента сопротивления поперечного сечения трубопровода, расстановки, жесткости и степени затяжки подвесных пружин у опор паропровода.

Для снижения компенсационных напряжений, действующих в рабочем состоянии паропроводов, в конце их монтажа перед сваркой замыкающего стыка производится холодный монтажный натяг с помощью специальных приспособлений. Тем самым в холодном состоянии паропровода в нем искусственно создаются компенсационные напряжения противоположного знака в расчете на то, что в процессе прогрева они будут снижаться. При 100%-ном монтажном натяге компенсационные напряжения в паропроводе, нагретом до рабочей температуры, теоретически должны быть равны нулю.

В переходных процессах прогрева или остывания за счет температурной деформации трассы и ее перемещений происходит изменение натяга опорных пружин и изменяются форма и размеры эпюр изгибных и скручивающих моментов и напряжений от весовой нагрузки.

Для обеспечения наилучших условий в рабочем горячем состоянии, когда прочностные характеристики у металла пониженные, помимо монтажного холодного натяга применяется регулировка затяжки пружин у подвесок и опор такая, чтобы моменты от весовой нагрузки в горячем паропроводе были минимальными и эпюра приближалась к виду, изображенному на рис. 4-1. Для осуществления этого необходимо знать вертикальные температурные перемещения паропровода в точках расположения опор и подвесок, поскольку на натяг пружин в основном оказывает влияние вертикальная составляющая перемещений паропровода. Эти данные могут быть получены лишь расчетным путем, после чего может быть осуществлена регулировка пружин, например, по методу, рекомендованному ОРГРЭС [4-6] или Теплоэлектропроектом [4-7].

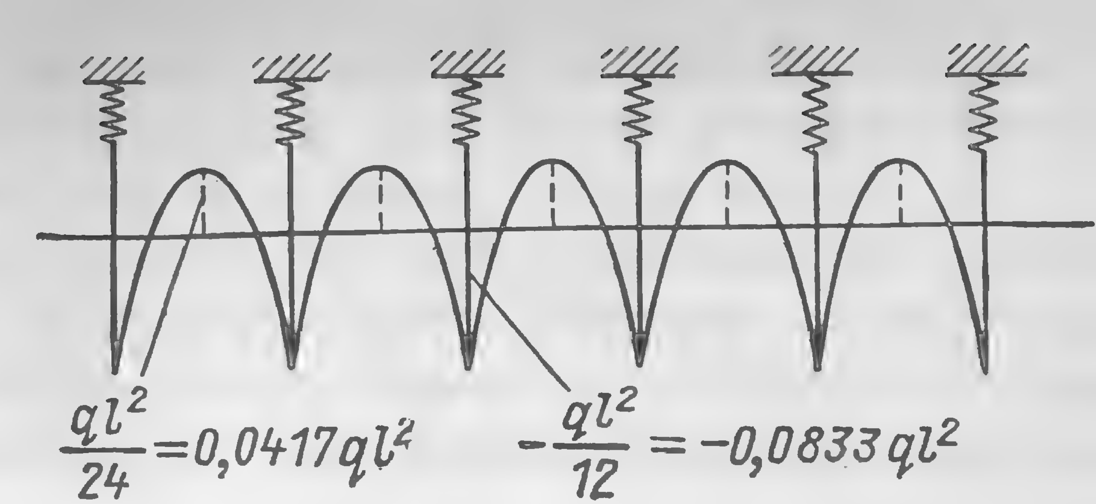


Рис. 4-1. Эпюры изгибающих моментов от весовой нагрузки в прямолинейном паропроводе при идеально отрегулированных подвесках, расположенных на равных расстояниях одна от другой.

Несмотря на очевидные преимущества машинных методов расчета и широкое применение ЭВМ для расчета паропроводных трасс, не следует полностью отказываться и от безмашинных методов. Но они в современных условиях должны в основном развиваться в направлении создания упрощенных «экспресс-методов» расчета. Такие методы могут быть полезны для быстрой проверки компенсирующей способности паропроводных трасс и оценки перемещений в «полевых» условиях. Эти упрощенные методы могут быть полезны и для сравнительно быстрой проверки результатов, выдаваемых вычислительными машинами. Такая проверка необходима, поскольку ЭВМ иногда бывают склонны к сбоям в работе. Они могут быть полезны и при оценке компенсационных напряжений в паропроводах при отсутствии вычислительных машин.

Известен ряд методов безмашинного «ручного» расчета паропроводов на самокомпенсацию температурных удлинений [П-3—П-5, 2-18, 4-8—4-11]. Ввиду их значительной трудоемкости появились упрощенные методы оценки компенсирующей способности трубопроводов [4-12—4-14]. При разветвленных трассах методы расчета многократно усложняются. Из безмашинных методов расчета трубопроводов на самокомпенсацию наибольшую известность получил метод упругого центра тяжести, однако в нем не учитываются собственный вес трубопровода и реакции пружинных опор, изменяющиеся при перемещениях трасс. Для осуществления регулировки натяга опорных пружин паропровода необходимо знать значения их вертикальных температурных перемещений при прогреве или при остывании. Эти расчетные данные нужны и для проверки отсутствия защемления паропроводных трасс, о чем судят путем сопоставления данных расчетов с результатами измерения фактических перемещений по реперам. Защемление трасс может приводить к опасной перегрузке паропровода изгибающими и крутящими моментами. Расчет перемещений паропроводных трасс при их прогреве является составной частью расчета на самокомпенсацию температурных удлинений.

Упомянутые выше безмашинные методы расчета в большинстве своем не учитывают весовую нагрузку и реакции промежуточных опор. Ни в одном из этих методов не учитывается податливость опор и подвесок. Поэтому известные до сих пор методы безмашинного расчета паропроводов на самокомпенсацию температурных удлинений дают приближенную картину напряженного состояния трубопроводов, а определяемые этими методами вертикальные перемещения паропроводов отличаются от величин, получаемых непосредственными замерами.

Получаемые при использовании машинных методов расчета с учетом податливости промежуточных опор данные по вертикальным перемещениям паропроводов лучше сходятся с данными непосредствен-

ных измерений по реперам, чем результаты безмашинных расчетов, где податливость опор не учитывается.

С учетом всего этого в МЭИ была поставлена задача создания нового упрощенного метода безмашинного расчета вертикальных температурных перемещений паропроводов, который учитывал бы податливость подвесок и давал результаты, ближе сходящиеся с данными непосредственных измерений по реперам.

4-2. СУЩНОСТЬ НОВОГО МЕТОДА УПРОЩЕННОГО РАСЧЕТА ВЕРТИКАЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ НЕРАЗВЕТВЛЕННОГО ПРОСТРАНСТВЕННОГО ПАРОПРОВОДА (МЕТОДА «БАЛКИ НА УПРУГОМ ОСНОВАНИИ»)

В соответствии с основными положениями, изложенными в предыдущем параграфе, решалась задача создания упрощенного метода расчета перемещений простых и разветвленных трасс. Вначале рассмотрим неразветвленную пространственную трассу. Для упрощенной оценки горизонтальных температурных перемещений отдельных точек такой трассы (в направлениях горизонтальных осей X и Y) приемлем известный метод «куба плеч» [4-6], называемый также методом «направляющей консоли» [2-18], поскольку он дает результаты, близкие к данным непосредственных измерений, и достаточно прост.

При расчете вертикальных температурных перемещений паропроводных трасс используемые методы безмашинного расчета, в том числе и метод «куба плеч», дают значительные отклонения от фактически наблюдаемых перемещений. Основной причиной отклонений является неучет «ручными» (безмашинными) методами упругости (податливости) промежуточных пружинных подвесок и опор, оказывающей основное влияние на вертикальные перемещения. Большие отклонения от действительности дают также машинные методы расчета по тем программам, которые не учитывают податливости опор. Поэтому учет податливости промежуточных подвесок и опор в расчетах вертикальных температурных перемещений паропроводов следует считать весьма важным фактором, которым нельзя пренебрегать ни в машинных, ни в безмашинных расчетах.

В то же время учет влияния дискретных упругих опор в безмашинных расчетах создает большие трудности и безусловно непригоден для упрощенного метода. В МЭИ производились поиски такого метода безмашинного расчета, который, не слишком усложняя такой расчет, в то же время позволял бы приближенно учитывать упругость подвесок. Для решения такой задачи была предложена идея условной замены в расчетах дискретных пружинных опор и подвесок некоторым эквивалентным по действию непрерывным упругим основанием.

Для доказательства допустимости подобной условной замены была вначале рассмотрена частная задача об изгибающих моментах от весовой нагрузки в прямолинейном участке паропровода, покоящемся на нескольких промежуточных пружинных подвесках. При этом было рассмотрено влияние на эпюры изгибающих моментов отклонений веса трубопровода в ту или другую сторону от величины, на которую были первоначально отрегулированы подвески. Рассмотрение эпюр изгибающих моментов для ряда вариантов такой задачи показало, что при большом количестве промежуточных подвесок огибающая параболических эпюр отдельных участков приближается к некоторой закономерности, по своему виду близкой к эпюре изгибающих моментов в балке,

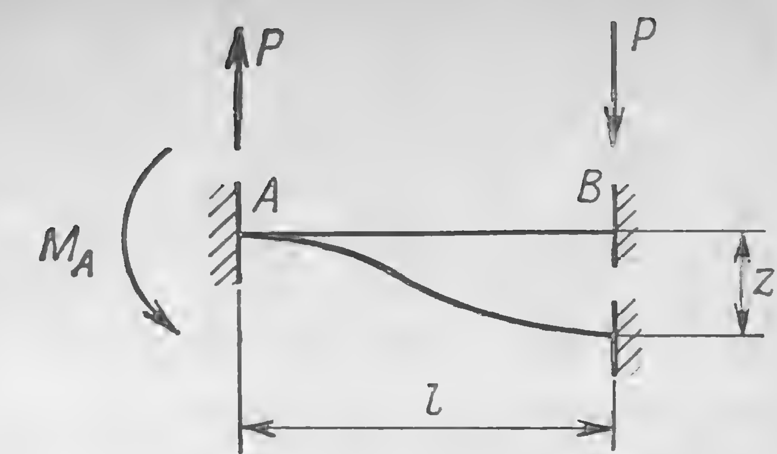


Рис. 4-2. Условная схема нагружения и деформации горизонтального элемента паропроводной трассы.

лежащей на непрерывном упругом основании и нагруженной равномерно распределенной, например весовой, нагрузкой.

Отсюда возникла идея условной замены действия на паропроводную трассу дискретных пружинных опор непрерывным эквивалентным упругим основанием. Такая замена позволила интегрировать дифференциальные уравнения деформации на прямолинейных элементах длины паропроводной трассы и вывести рекуррентные формулы, охватывающие всю трассу. Ниже приводится в сокращенном виде вывод основных формул нового метода [4-15].

Как и в методе «куба плеч», гибы трасс заменяются прямыми углами. Такая замена дуговых участков спрямленными при обычных соотношениях $L_у/R \geqslant 5$ вполне допустима и не вносит существенных погрешностей в расчет ($L_у$ — длина примыкающего участка, R — радиус гиба колена). Каждый элемент участка трассы паропровода рассматривается, как прямая консоль с заделанными концами (рис. 4-2). Предполагается, что концы консолей под действием усилий, развивающихся вследствие температурных удлинений трассы, могут перемещаться в вертикальном направлении при отсутствии поворота. Таким образом, трасса паропровода заменяется системой из спрямленных отрезков труб одинакового диаметра и с одинаковой толщиной стенки, соединенных под прямыми углами между собой (рис. 4-3). Буквами z_{ij} обозначены вертикальные перемещения угловых точек трассы. Каждый

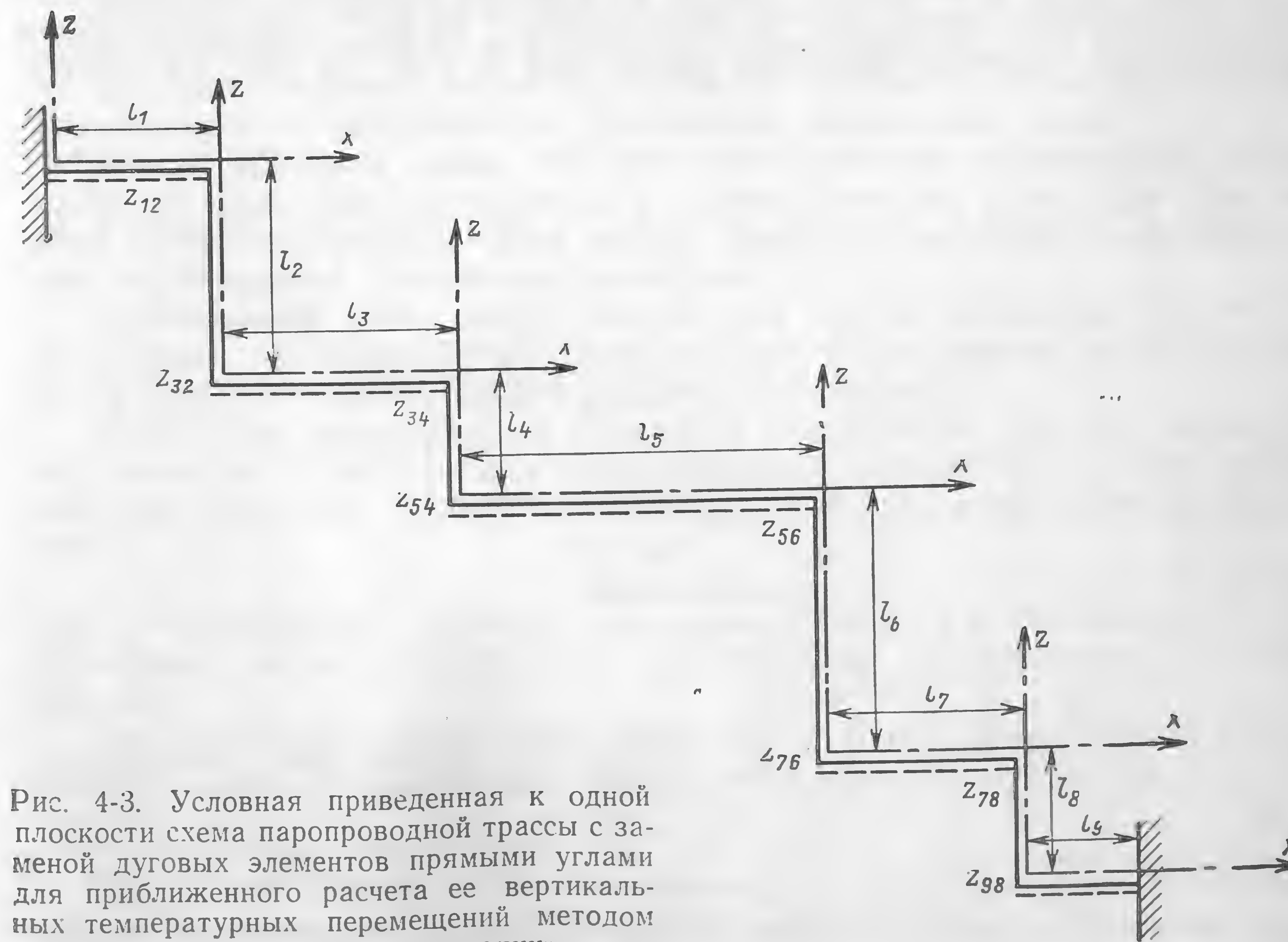


Рис. 4-3. Условная приведенная к одной плоскости схема паропроводной трассы с заменой дуговых элементов прямыми углами для приближенного расчета ее вертикальных температурных перемещений методом «балки на упругом основании»

горизонтальный элемент имеет свою местную систему координат ZX. Все спрямленные элементы должны быть параллельны осям координат, что практически всегда обеспечивается. В противном случае каждый наклонный элемент (гипотенуза) заменяется двумя катетами. Предполагается, что температурные удлинения трассы в направлениях каждой из осей координат поглощаются только элементами, перпендикулярными к данному направлению.

Погрешность нового метода в основном связана с неучетом углов поворота и скручивания элементов, с заменой дуговых элементов прямыми углами и дискретных подвесок сплошным упругим основанием. Несмотря на эти упрощения, необходимые для сокращения расчетной работы, новый приближенный метод обеспечивает существенно лучшую сходимость результатов с данными измерений вертикальных перемещений, чем другие методы расчета, не учитывающие упругости опор.

Расчет конструкций, лежащих на упругом основании, является одним из наиболее обширных и хорошо разработанных разделов строительной механики. Методы расчета конструкций на упругом основании наиболее глубоко разработаны в трудах отечественных ученых. В библиографии приводятся лишь некоторые наиболее известные работы данного направления [4-16—4-18].

Приступая к расчету, надо все элементы расчетной трассы пронумеровать, начиная с какого-либо конца (рис. 4-4). Для каждого горизонтального элемента вводится своя местная система плоских координат ZX с началом в конце, примыкающем к вертикальному элементу с меньшим номером. Все горизонтальные элементы должны иметь нечетные номера. Если трасса начинается с вертикального элемента, ему присваивается нулевой номер. Горизонтальные элементы (нечетные) должны чередоваться с вертикальными (четными). Если это не обеспечивается, надо добавить к трассе бесконечно короткие вертикальные разделительные элементы, расположенные между горизонтальными элементами, ориентированными вдоль осей X и Y. На рис. 4-4 обозначены номера элементов от 1-го до n-го, приведенные силы P_{ij} и вертикальные перемещения угловых точек z_{ij}. Для расчета вертикальных перемещений этим методом ветви трассы условно совмещаются в одну плоскость (рис. 4-4). Это допустимо, поскольку влияние на вертикальные перемещения трассы любого горизонтального элемента, независимо от его ориентации (по оси X или Y) в данном методе, как и в методе «куба плеч», одинаково.

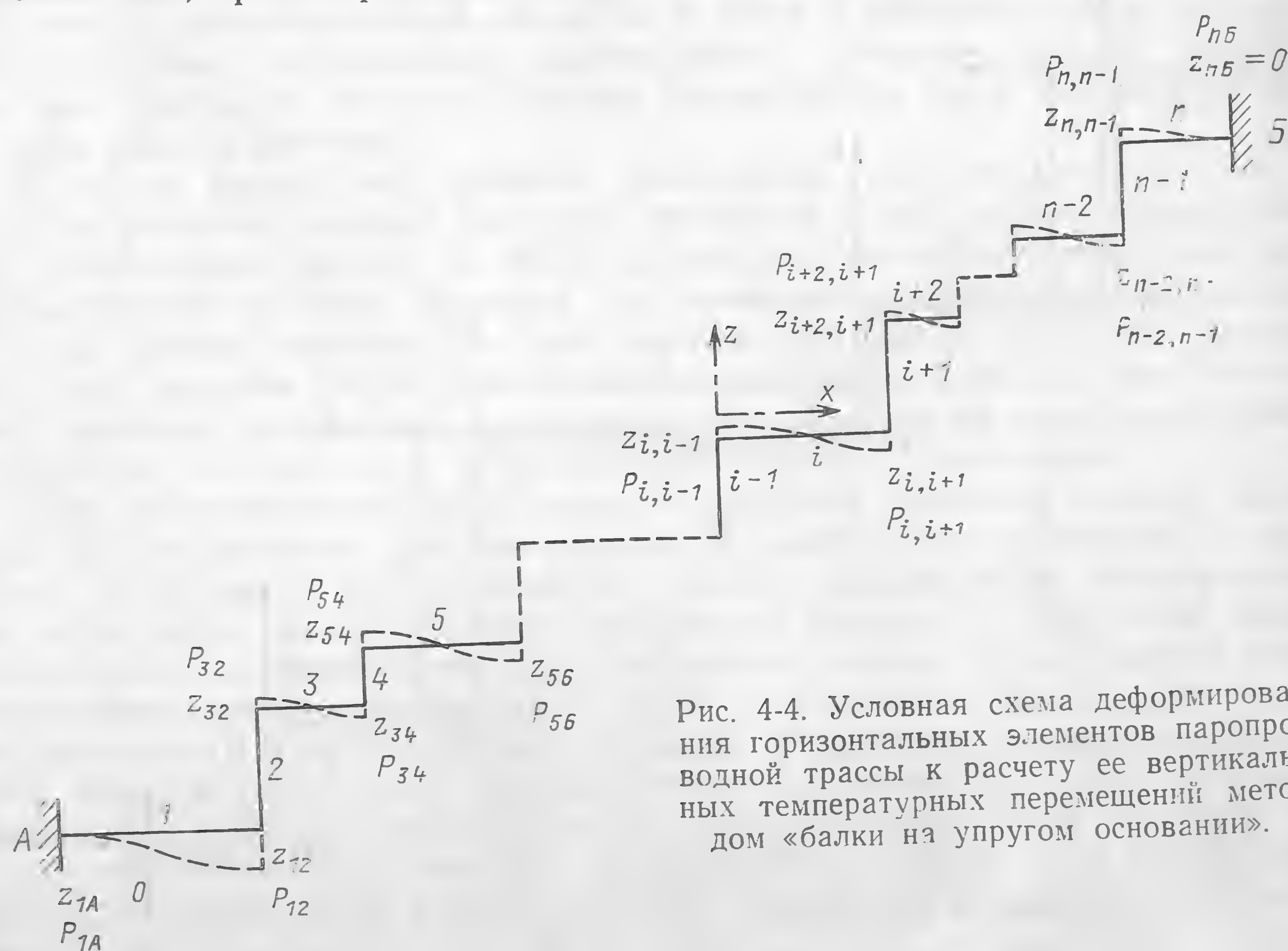


Рис. 4-4. Условная схема деформирования горизонтальных элементов паропроводной трассы к расчету ее вертикальных температурных перемещений методом «балки на упругом основании».

Метод разработан в предположении опирания паропровода на бесконечно большое количество пружинных подвесок, расположенных на бесконечно малых расстояниях друг от друга, которыми условно заменяется действие конечного числа подвесок. В пределе получается система балок с заделанными концами, лежащих на сплошном упругом основании и жестко соединенных между собой вертикальными отрезками труб.

Пружинные подвески обычно регулируются так, чтобы в горячем работающем паропроводе напряжения от весовой нагрузки были минимальны и параболические эпюры изгибающих моментов для отдельных пролетов располагались, как показано на рис. 4-1. Принимая такое состояние паропровода за исходное и определяя перемещения трассы при ее остывании, условно будем считать паропровод невесомым, поскольку его вес уравновешивается реакциями опор (реакцией упругого основания). В этом состоянии паропровода реакцию упругого основания также условно будем считать равной нулю и в дальнейшем анализе будем учитывать только ту составляющую реакции упругого основания, которая появляется при перемещении трубы вниз в дополнение к основной реакции, уравновешивающей весовую нагрузку. При перемещении паропровода вверх от исходного состояния роль реакции основания выполняет появляющаяся в этом случае неуравновешенная опорами составляющая веса паропровода.

В итоге дополнительная реакция эквивалентного упругого основания будет пропорциональна отклонению геометрической оси паропровода от исходного горячего отрегулированного состояния. Знак реакции будет зависеть от направления отклонения (вверх или вниз).

Можно показать далее, что этот метод расчета перемещений паропроводов допустимо применять и в случае принятия за исходное холодного состояния трубопровода, когда требуется определить вертикальные перемещения трассы при ее нагреве.

Приведенный ниже вывод сделан для случая остывания нагретого до рабочей температуры паропровода, затем полученные формулы были распространены на случай нагрева паропровода.

Укорочение вертикальных элементов паропровода при его охлаждении приводит к деформации горизонтальных элементов и к изменению реакции основания. Если обозначить реакцию основания через q, Н/мм, тогда

$$q = -kz, \tag{4-1}$$

где k — коэффициент реакции основания, Н/мм²; z — вертикальное перемещение геометрической оси трубопровода от исходного состояния, мм.

При жесткости дискретных подвесок C_i, Н/мм, и при общей длине трассы L, мм, коэффициент эквивалентной реакции основания

$$k \approx \frac{\Sigma C_i}{L}. \tag{4-2}$$

Простейшая трасса из трех элементов в деформированном состоянии с приложенной к ней реакцией эквивалентного основания q и

с усилиями Q_{21} и Q_{23} на концах первого и третьего элементов, передаваемыми от второго вертикального элемента, изображена на рис. 4-5,*а*. Здесь l_1 и l_3 — длины первого и третьего горизонтальных элементов; z_{12} и z_{32} — вертикальные перемещения концов первого и третьего элементов, сопряженных со вторым; BC и $Ц$ — положение второго (вертикального) элемента и его центра тяжести в горячем (исходном) состоянии; $B'C'$ — положение вертикального элемента в холодном состоянии при расположении его центра тяжести в точке $Ц$; $B''C''$ — окончательное положение вертикального элемента в холодном состоянии в результате совместных деформаций всех элементов трас-

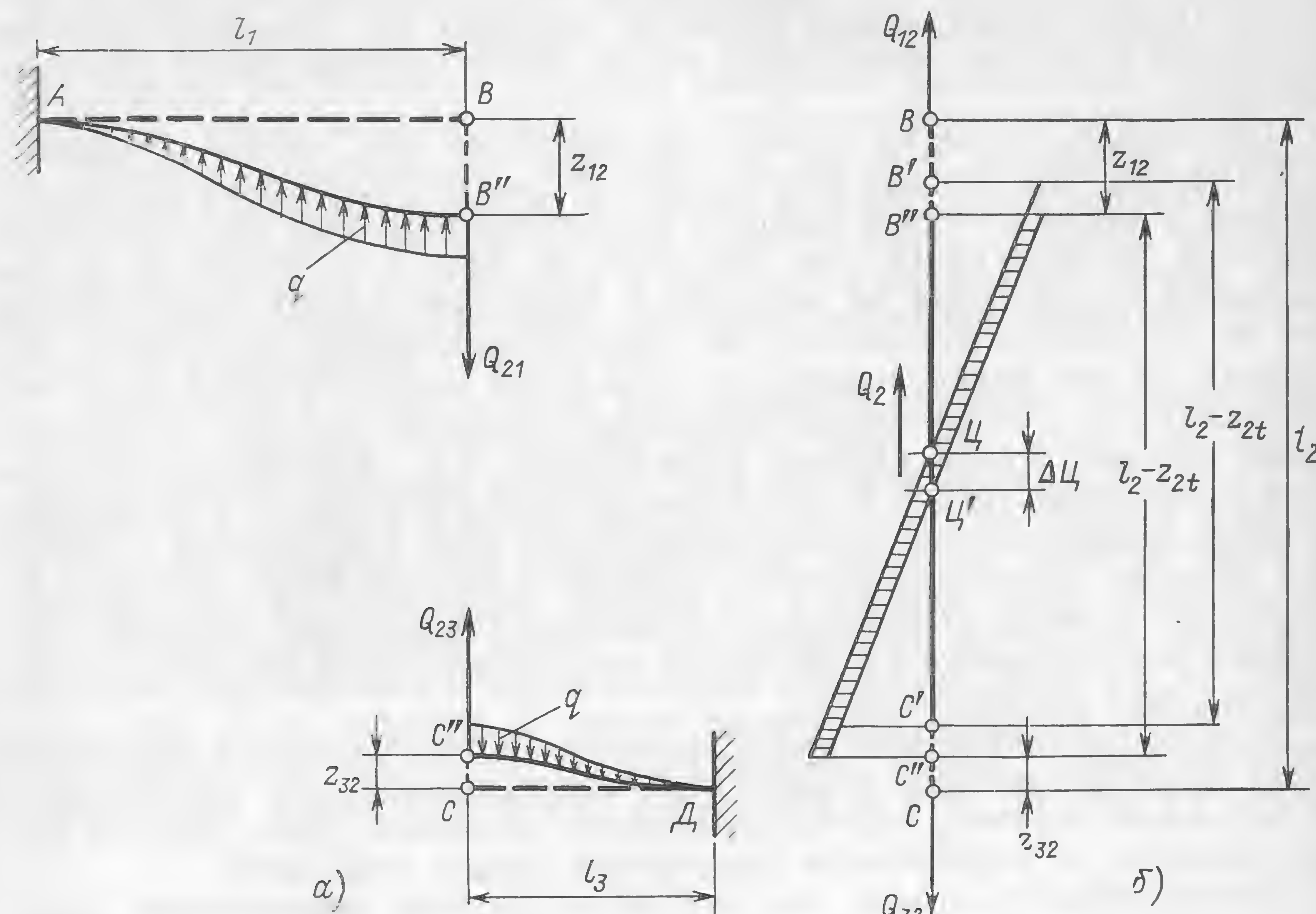


Рис. 4-5. Графическое изображение деформаций, перемещений и усилий для вертикального элемента паропровода к расчету температурных перемещений трассы методом «балки на упругом основании».

сы после перемещения его центра тяжести в точку $Ц'$; $\Delta Ц$ — перемещение центра тяжести вертикального элемента; l_2 и z_{2t} — первоначальная длина и температурное укорочение второго (вертикального) элемента в результате его охлаждения; z_{12} и z_{32} — вертикальные перемещения концов второго элемента; Q_2 — реакция упругого основания, приложенная ко второму (вертикальному) элементу; Q_{12} и Q_{32} — усилия, передаваемые второму элементу от первого и третьего элементов.

На упругое основание опираются не только горизонтальные, но и вертикальные элементы трассы. Поэтому при расчетах вертикальных перемещений трассы надо учитывать также реакцию основания для вертикальных элементов. Применительно к рис. 4-5,*б* температурное удлинение или укорочение второго (вертикального) элемента, мм, можно определить по формуле

$$z_{2t}=\alpha_t \Delta t l_2, \qquad (4\text{-}3)$$

где α_t — температурный коэффициент линейного удлинения материала трубы, 1/°C; Δt — разность температур металла между конечным и начальным состояниями, °C; l_2 — длина вертикального элемента, мм.

Дополнительная реакция основания для вертикального элемента пропорциональна перемещению его центра тяжести. Перемещение центра тяжести вертикального элемента равно алгебраической полусумме перемещений его концов

$$\Delta Ц=\frac{z_{12}+z_{32}}{2}. \qquad (4\text{-}4)$$

В итоге дополнительное продольное усилие от реакции основания, приложенное ко второму (вертикальному) элементу (рис. 4-5,*б*), можно определить из выражения

$$Q_2=-\frac{z_{12}+z_{32}}{2}kl_2. \qquad (4\text{-}5)$$

Из условия равновесия вертикального элемента и с учетом того что в соответствии с правилом знаков, принятым в курсах сопротивления материалов, положительное направление поперечной силы меняется в зависимости от того, какая часть балки (левая или правая) рассматривается, можно написать:

$$Q_{12}-Q_{32}+Q_2=0, \qquad (4\text{-}6)$$

где $Q_{12}=-Q_{21}$; $Q_{32}=-Q_{23}$.

При дальнейших выводах будем считать перемещения, направленные вверх, положительными, а температурное удлинение или укорочение вертикальных элементов положительным, если оно направлено вверх при обходе элементов в порядке возрастания их номеров. Отсюда

$$z_{32}=z_{12}+z_{2t}. \qquad (4\text{-}7)$$

Дифференциальное уравнение балки, лежащей на упругом основании, при отсутствии внешней нагрузки имеет вид:

$$EI\frac{d^4z}{dx^4}+4\beta^4 z=0, \qquad (4\text{-}8)$$

где $\beta=\sqrt[4]{\frac{k}{4EI}}$ мм$^{-1}$; E — модуль упругости, стали, Н/мм^2; $I=\frac{\pi}{4}(r^4_{н}-r^4_{в})$ — момент инерции поперечного сечения трубопровода, мм^4.

Общее решение уравнения (4-8) для любого горизонтального элемента трассы выражается формулой

$$z_i=e^{\beta x}(A_i\sin\beta x+B_i\cos\beta x)+e^{-\beta x}(C_i\sin\beta x+D_i\cos\beta x), \qquad (4\text{-}9)$$

где i — номер элемента.

Произвольные постоянные A_i, B_i, C_i, D_i должны определяться из краевых условий. Для записи краевых условий должны быть получены выражения для производных от решения (4-9):

$$z'_i=\beta\{e^{\beta x}[A_i(\sin\beta x+\cos\beta x)-B_i(\sin\beta x+\cos\beta x)]-$$
$$-e^{-\beta x}[C_i(\sin\beta x-\cos\beta x)+D_i(\sin\beta x+\cos\beta x)]\}; \qquad (4\text{-}10)$$

$$z''_i=\frac{M_i}{EI}=2\beta^2[e^{\beta x}(A_i\cos\beta x-B_i\sin\beta x)-e^{-\beta x}(C_i\cos\beta x-D_i\sin\beta x)]; \qquad (4\text{-}11)$$

$$z_i''' = \frac{Q_i}{EI} = 2\beta^3 \{e^{\beta x}[A_i(\cos\beta x - \sin\beta x) - B_i(\sin\beta x + \cos\beta x)] +$$

$$+ e^{-\beta x}[C_i(\cos\beta x + \sin\beta x) + D_i(\cos\beta x - \sin\beta x)]\}. \qquad (4\text{-}12)$$

Если ввести обозначение $Q_i/2\beta^3EI = P_i$ и назвать P_i, имеющую размерность длины, мм, приведенной силой, тогда граничные условия для произвольного элемента с номером i запишутся так:

при $x_i = 0$

$$z'_i = 0; \qquad (4\text{-}13)$$

$$z'''_i/2\beta^3 = -P_{i,\,i-1}, \qquad (4\text{-}14)$$

при $x_i = l_i$

$$z'_i = 0; \qquad (4\text{-}15)$$

$$z'''_i/2\beta^3 = P_{i,\,i+1}. \qquad (4\text{-}16)$$

Если ввести дополнительно обозначения

$$e^{\beta l_i} = m_i;\ e^{-\beta l_i} = n_i;\ \sin\beta l_i = r_i;\ \cos\beta l_i = s_i;\ \alpha_t l_i \Delta t = z_{it},$$

тогда из граничных условий (4-13)—(4-16) получим:

$$A_i + B_i + C_i - D_i = 0; \qquad (4\text{-}13а)$$

$$A_i - B_i + C_i + D_i = -P_{i,\,i-1}; \qquad (4\text{-}14а)$$

$$m_i[A_i(r_i + s_i) - B_i(r_i - s_i)] - n_i[C_i(r_i - s_i) + D_i(r_i + s_i)] = 0; \qquad (4\text{-}15а)$$

$$m_i[A_i(s_i - r_i) - B_i(r_i + s_i)] + n_i[C_i(r_i + s_i) + D_i(s_i - r_i)] = P_{i,\,i+1}. \qquad (4\text{-}16а)$$

Решая совместно уравнения (4-13а)—(4-16а), получаем:

$$A_i = \eta_i P_{i,\,i-1} + \vartheta_i P_{i,\,i+1}; \qquad (4\text{-}17)$$

$$B_i = (\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i)P_{i,\,i-1} + \varepsilon_i\vartheta_i P_{i,\,i+1}; \qquad (4\text{-}18)$$

$$C_i = -\left(\eta_i + \frac{1}{2}\right)P_{i,\,i-1} - \vartheta_i P_{i,\,i+1}; \qquad (4\text{-}19)$$

$$D_i = \left(\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i - \frac{1}{2}\right)P_{i,\,i-1} + \varepsilon_i\vartheta_i P_{i,\,i+1}. \qquad (4\text{-}20)$$

Здесь

$$\varepsilon_i = \frac{m_i(r_i + s_i) + n_i(r_i - s_i)}{m_i(r_i - s_i) + n_i(r_i + s_i)};$$

$$\varkappa_i = \frac{n_i r_i}{m_i(r_i - s_i) + n_i(r_i + s_i)};$$

$$\eta_i = -\frac{m_i\varkappa_i(r_i + s_i) + n_i[s_i + \varkappa_i(r_i - s_i)]}{m_i[r_i - s_i + \varepsilon_i(r_i + s_i)] + n_i[r_i + s_i + \varepsilon_i(r_i - s_i)]};$$

$$\vartheta_i = \frac{1}{m_i[r_i - s_i + \varepsilon_i(r_i + s_i)] + n_i[r_i + s_i + \varepsilon_i(r_i - s_i)]}.$$

По формуле (4-9) с учетом принятых обозначений определяются прогибы концов элемента:

при $x_i = 0$

$$z_{i,\,i-1} = B_i + D_i; \qquad (4\text{-}21)$$

при $x_i = l_i$

$$z_{i,\,i+1} = m_i(A_i r_i + B_i s_i) + n_i(C_i r_i + D_i s_i). \qquad (4\text{-}22)$$

С использованием выражений (4-17)—(4-20) получим:

$$z_{i,\,i-1} = \left[2(\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i) - \frac{1}{2}\right]P_i + 2\varepsilon_i\vartheta_i P_{i,\,i+1}; \qquad (4\text{-}21а)$$

$$z_{i,\,i+1} = \left\{m_i[\eta_i r_i + (\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i)s_i] - n_i\left[\left(\eta_i + \frac{1}{2}\right)r_i - \left(\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i - \frac{1}{2}\right)s_i\right]\right\}P_{i,\,i-1} + \vartheta_i[m_i(r_i + \varepsilon_i s_i) - n_i(r_i - \varepsilon_i s_i)]P_{i,\,i+1}. \qquad (4\text{-}22а)$$

Если ввести дополнительные обозначения:

$$\omega_i = 2(\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i) - \frac{1}{2};$$

$$\tau_i = 2\varepsilon_i\vartheta_i;$$

$$\varphi_i = m_i[\eta_i r_i + (\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i)s_i] - n_i\left[\left(\eta_i + \frac{1}{2}\right)r_i - \left(\varepsilon_i\eta_i + \varkappa_i - \frac{1}{2}\right)s_i\right];$$

$$\chi_i = \vartheta_i[m_i(r_i + \varepsilon_i s_i) - n_i(r_i - \varepsilon_i s_i)],$$

тогда

$$z_{i,\,i-1} = \omega_i P_{i,\,i-1} + \tau_i P_{i,\,i+1}; \qquad (4\text{-}21б)$$

$$z_{i,\,i+1} = \varphi_i P_{i,\,i-1} + \chi_i P_{i,\,i+1}. \qquad (4\text{-}22б)$$

Расчеты показали, что $\varphi_i = -\tau_i$, а также $\omega_i = -\chi_i$, тогда окончательно:

$$z_{i,\,i-1} = -\chi_i P_{i,\,i-1} + \tau_i P_{i,\,i+1}; \qquad (4\text{-}21в)$$

$$z_{i,\,i+1} = -\tau_i P_{i,\,i-1} + \chi_i P_{i,\,i+1}. \qquad (4\text{-}22в)$$

В результате для расчета вертикальных температурных перемещений концов элементов неразветвленной паропроводной трассы, состоящей из n элементов и имеющей неподвижное закрепление в точках A и $Б$ (рис. 4-4), получается следующая система уравнений:

$$\left.\begin{aligned}
&z_{1A} = -\chi_1 P_{1A} + \tau_1 P_{12} = 0;\\
&z_{12} = -\tau_1 P_{1A} + \chi_1 P_{12};\\
&z_{32} = -\chi_3 P_{32} + \tau_3 P_{34};\\
&z_{32} - z_{12} = z_{2t} = \alpha_t \Delta t l_2;\\
&P_{32} = P_{12} + (z_{12} + z_{32})\frac{kl_2}{4\beta^3 EI};\\
&z_{34} = -\tau_3 P_{32} + \chi_3 P_{34};\\
&z_{54} = -\chi_5 P_{54} + \tau_5 P_{56};\\
&z_{54} - z_{34} = z_{4t} = \alpha_t \Delta t l_4;\\
&P_{54} = P_{34} + (z_{34} + z_{54})\frac{kl_4}{4\beta^3 EI};\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
&z_{i,\,i+1} = -\tau_i P_{i,\,i-1} + \chi_i P_{i,\,i+1};\\
&z_{i+2,\,i+1} = -\chi_{i+2} P_{i+2,\,i+1} + \tau_{i+2} P_{i+2,\,i+3};\\
&z_{i+2,\,i+1} - z_{i,\,i+1} = z_{(i+1)\,t} = \alpha_t \Delta t l_{i+1};\\
&P_{i+2,\,i+1} = P_{i,\,i+1} + (z_{i,\,i+1} + z_{i+2,\,i+1})\frac{kl_{i+1}}{4\beta^3 EI};\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}23)$$

$$\left.\begin{aligned}
&z_{n-2,\,n-1} = -\tau_{n-2}P_{n-2,\,n-3} + \chi_{n-2}P_{n-2,\,n-1};\\
&z_{n,\,n-1} = -\chi_n P_{n,\,n-1} + \tau_n P_{n,\,n+1};\\
&z_{n,\,n-1} - z_{n-2,\,n-1} = z_{(n-1)\,t} = \alpha_t \Delta t l_{n-1};\\
&P_{n,\,n-1} = P_{n-2,\,n-1} + (z_{n-2,\,n-1} + z_{n,\,n-1})\frac{kl_{n-1}}{4\beta^3 EI};\\
&z_{nБ} = -\tau_n P_{n,\,n-1} + \chi_n P_{nБ} = 0.
\end{aligned}\right\}$$

В системе (4-23) неизвестными величинами являются z_{ij} и P_{ij}. Количество уравнений равно количеству неизвестных. В системе (4-23) i и n являются нечетными числами. Если какой-либо промежуточный вертикальный элемент с четным номером m является разделительным (бесконечно коротким), тогда для него

$$z_{mt} = z_{m+1,\,m} - z_{m-1,\,m} = 0. \qquad (4\text{-}24)$$

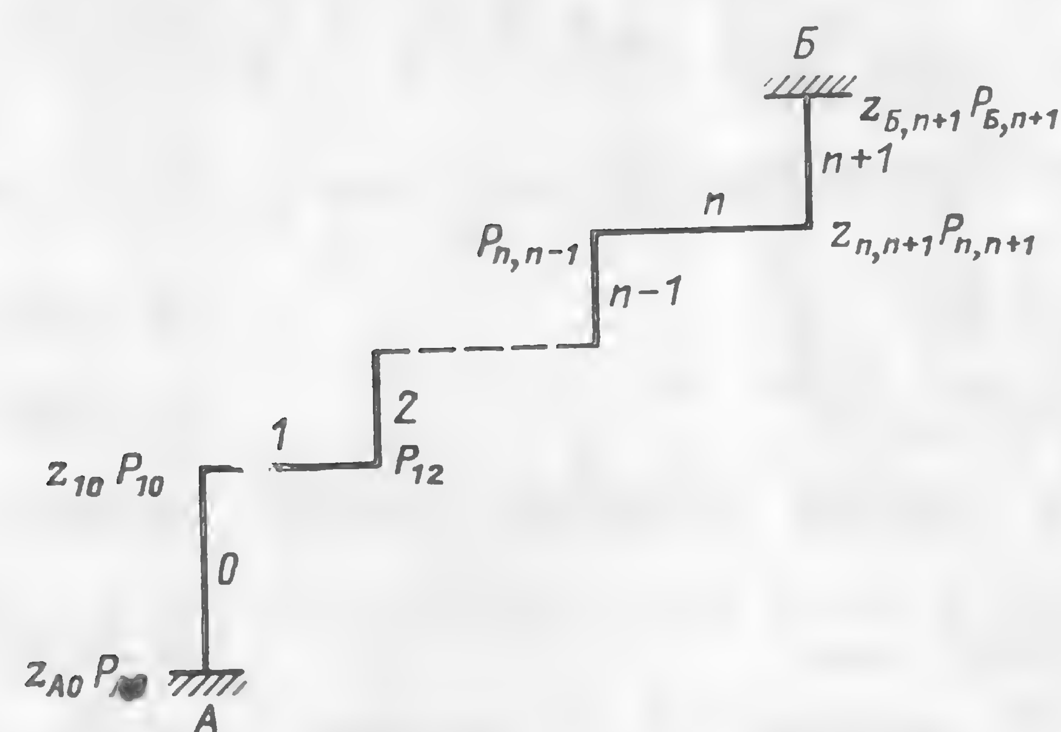


Рис. 4-6. Нумерация элементов и обозначение приведенных сил и перемещений в эквивалентной приведенной к одной плоскости схеме паропровода для случая начала трассы с вертикального элемента и окончания трассы также вертикальным элементом. Обозначения те же, что и на рис. 4-4.

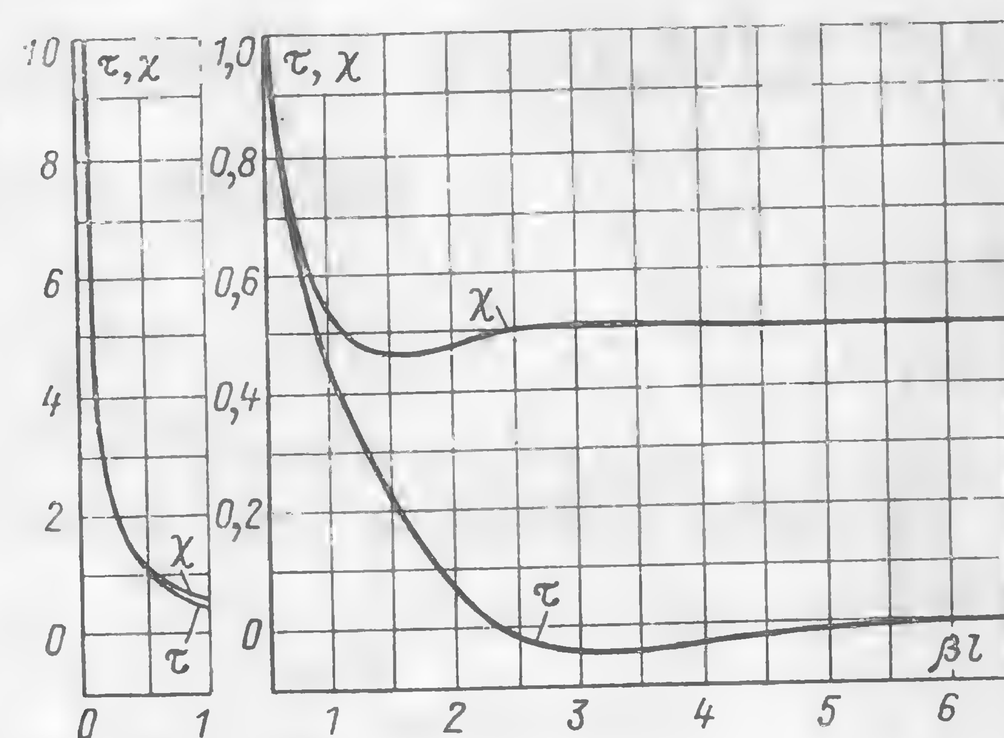


Рис. 4-7. График для определения коэффициентов χ и τ в зависимости от произведения βl при расчете вертикальных температурных перемещений паропровода методом «балки на упругом основании».

В этом случае из уравнения

$$P_{m+1,\,m} = P_{m-1,\,m} + (z_{m-1,\,m} + z_{m+1,\,m})\frac{kl_m}{4\beta^3 EI} \qquad (4\text{-}25)$$

при $l_m = 0$ следует, что

$$P_{m+1,\,m} = P_{m-1,\,m}. \qquad (4\text{-}26)$$

Если трасса начинается с вертикального (нулевого) элемента (рис. 4-6), тогда в системе (4-23) вместо первого уравнения появляются следующие:

$$z_{10} = -\chi_1 P_{10} + \tau_1 P_{12} = z_{0t} = \alpha_t \Delta t l_0;\ \ z_{A0} = 0; \qquad (4\text{-}27)$$

$$P_{10} = P_{A0} + z_{10}\frac{kl_0}{4\beta^3 EI} \qquad (4\text{-}28)$$

Если трасса заканчивается вертикальным $(n+1)$-м элементом (рис. 4-6), тогда вместо последнего уравнения в системе (4-23) появляются такие:

$$z_{n,\,n+1} = -\tau_n P_{n,\,n-1} + \chi_n P_{n,\,n+1} = -z_{(n+1)t} = -\alpha_t \Delta t l_{n+1}; \qquad (4\text{-}29)$$

$$z_{Б,\,n+1} = 0; \qquad (4\text{-}29а)$$

$$P_{Б,\,n+1} = P_{n,n+1} + z_{n,\,n+1}\frac{kl_{n+1}}{4\beta^3 EI} \qquad (4\text{-}30)$$

Система (4-23) сравнительно легко решается, поскольку входящие в нее уравнения являются неполными. Решение целесообразно начинать с последнего уравнения системы, в которое входят P с наибольшими индексами, и, выражая их через P с меньшими индексами, переходить к предыдущим уравнениям системы.

Для облегчения расчетов перемещений концов элементов по формулам (4-23) были выполнены расчеты значений коэффициентов τ и χ в зависимости от βl. Для практических целей вместо графиков, изображенных на рис. 4-7, удобнее пользоваться табл. П-4. Для стандартных паропроводных труб и нормализованных опорных пружин величина βl не превышает 5,5.

Участки паропроводов, лежащие на направляющих опорах (роликовых, шариковых, скользящих, на жестких подвесках), из рассмотрения исключаются, поскольку их вертикальные перемещения равны нулю.

4-3. ПРИМЕР РАСЧЕТА ВЕРТИКАЛЬНЫХ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ НЕРАЗВЕТВЛЕННОГО ПРОСТРАНСТВЕННОГО ПАРОПРОВОДА МЕТОДОМ «БАЛКИ НА УПРУГОМ ОСНОВАНИИ»

Для иллюстрации этого нового метода расчета вертикальных перемещений паропроводов в качестве примера рассмотрена трасса одной из ниток паропровода острого пара блока 300 МВт Конаковской ГРЭС диаметром 245×45 мм из стали 15Х1М1Ф на параметры 24 МПа, 565°С, где МЭИ производились измерения перемещений трассы по реперам при прогреве паропровода во время пуска блока.

Паропровод опирался на n подвесок с жесткостью пружинных групп $C = 1510$ Н/мм. При длине трассы $L = 52$ м и $n = 8$ коэффициент эквивалентной реакции основания

$$k = \frac{nC}{L} = \frac{8 \cdot 1510}{52\,000} = 2{,}32 \cdot 10^{-1}\ \text{Н/мм}^2.$$

Пространственная схема паропроводной трассы и расчетная эквивалентная плоская схема изображены на рис. 4-8. При модуле упругости материала паропровода $E = 1{,}72 \cdot 10^6$ Н/мм² и моменте инерции поперечного сечения $I = 1{,}485 \cdot 10^8$ мм⁴ получим

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{k}{4EI}} = \sqrt[4]{\frac{2{,}32 \cdot 10^{-1}}{4 \cdot 2{,}55 \cdot 10^{13}}} = 2{,}19 \cdot 10^{-4}\ \text{мм}^{-1}.$$

При длине элементов $l_1 = 9{,}25$ м, $l_3 = 10{,}1$ м и $l_5 = 18{,}3$ м и при $\beta l_1 = 2{,}025$, $\beta l_3 = 2{,}213$ и $\beta l_5 = 4{,}01$ с помощью табл. П-4 определены коэффициенты $\chi_1 = 0{,}476$; $\tau_1 = 0{,}062$; $\chi_3 = 0{,}485$; $\tau_3 = 0{,}022$; $\chi_5 = 0{,}501$ и $\tau_5 = -0{,}025$. Подсчитаны также выражения

$$kl_2/4\beta^3 EI = 1{,}74;\ \ kl_4/4\beta^3 EI = 1{,}55.$$

Температурные удлинения вертикальных элементов, имеющих длину $l_2 = 8{,}25$ м и $l_4 = 7{,}12$ м, при нагреве паропровода от $t_1 = 50$°С до $t_2 = 520$°С (в условиях производившихся измерений) при $\alpha_t = 13{,}2 \cdot 10^{-6}$ 1/°С составят:

$$z_{2t} = \alpha_t (t_2 - t_1) l_2 = 51{,}2\ \text{мм};$$

$$z_{4t} = \alpha_t (t_2 - t_1) l_4 = 44{,}2\ \text{мм}.$$

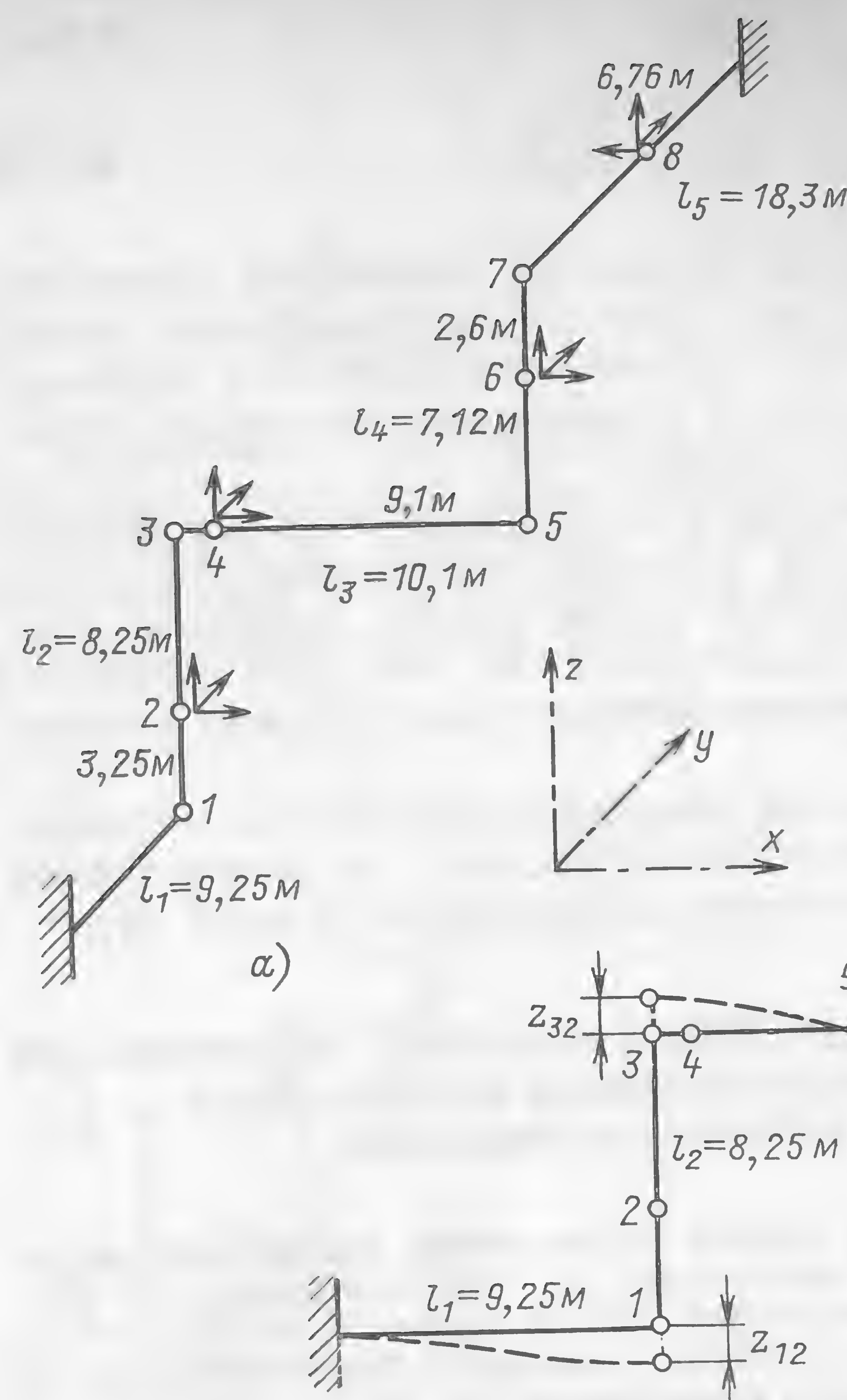


Рис. 4-8. Схема главного паропровода блока 300 МВт Конаковской ГРЭС к расчету вертикальных температурных перемещений трассы.

а — пространственная схема; *б* — расчетная схема паропровода, условно приведенная к плоскости *ZX*; *2, 4, 6* и *8* — места расположения реперов перемещений; *1, 3, 5* и *7* — угловые точки.

Для определения приведенных сил P_i и перемещений z_i имеем следующую систему уравнений:

$$\left.\begin{aligned}
&z_{10}=-\chi_1P_{10}+\tau_1P_{12}=0;\\
&z_{32}-z_{12}=-\chi_3P_{32}+\tau_3P_{34}+\tau_1P_{10}-\chi_1P_{12}=z_{2t};\\
&P_{32}=P_{12}+(z_{12}+z_{32})\frac{kl_2}{4\beta^3EI}=P_2+(-\tau_1P_{10}+\chi_1P_{12}-\chi_3P_{32}+\tau_3P_{34})\frac{kl_2}{4\beta^3EI};\\
&z_{54}-z_{34}=-\chi_5P_{54}+\tau_5P_{56}+\tau_3P_{32}-\chi_3P_{34}=z_{4t};\\
&P_{54}=P_{34}+(z_{34}+z_{54})\frac{kl_4}{4\beta^3EI}=P_{34}+(-\tau_3P_{32}+\chi_3P_{34}-\chi_5P_{54}+\tau_5P_{56})\frac{kl_4}{4\beta^3EI};\\
&z_{56}=-\tau_5P_{54}+\chi_5P_{56}=0.
\end{aligned}\right\}\quad(4\text{-}31)$$

После подстановки численных значений коэффициентов система (4-31) приобретает вид:

$$\left.\begin{aligned}
&-0,476P_{10}+0,062P_{12}=0;\\
&-0,485P_{32}+0,022P_{34}+0,062P_{10}-0,476P_{12}=51,2;\\
&0,111P_{10}+0,147P_{12}-0,132P_{32}-0,0394P_{34}=0;\\
&-0,501P_{54}-0,025P_{56}+0,022P_{32}-0,485P_{34}=44,2;\\
&0,0341P_{32}+0,248P_{34}-0,224P_{54}+0,03876P_{56}=0;\\
&0,025P_{54}+0,501P_{56}=0.
\end{aligned}\right\}\quad(4\text{-}31а)$$

Решив систему (4-31а), получим: $P_{10}=-7,09$ мм; $P_{12}=-54,49$ мм; $P_{32}=-54,53$ мм; $P_{34}=-40,01$ мм; $P_{54}=-52,2$ мм; $P_{56}=2,59$ мм. Отсюда находим перемещения угловых точек:

$$\left.\begin{aligned}
&z_{12}=-\tau_1P_{10}+\chi_1P_{12}=-25,5\text{ мм};\\
&z_{32}=-\chi_3P_{32}+\tau_3P_{34}=25,6\text{ мм};\\
&z_{34}=-\tau_3P_{32}+\chi_3P_{34}=-18,3\text{ мм};\\
&z_{54}=-\chi_5P_{54}+\tau_5P_{56}=26,1\text{ мм}.
\end{aligned}\right\}\quad(4\text{-}32)$$

Для проверки решения используются соотношения

$$z_{32}-z_{12}=z_{2t}=51,1\text{ мм};\quad z_{54}-z_{34}=z_{4t}=44,4\text{ мм}.$$

Сопоставление полученных этим новым методом вертикальных перемещений отдельных точек паропроводной трассы, изображенной на рис. 4-8, с результатами измерений по реперам дано в табл. 4-1. При

Таблица 4-1

Номера точек трассы	Измеренные перемещения z, мм	Расчетные перемещения z по методу „балки на упругом основании", мм	Номера точек трассы	Измеренные перемещения z, мм	Расчетные перемещения z по методу „балки на упругом основании", мм
1	—	—25,5	5	—	—18,3
2	—7	—5,3	6	7	10
3	—	25,6	7	—	26,1
4	20	21,3	8	8	9,6

определении перемещений промежуточных точек, расположенных на горизонтальных элементах, использовался метод линейной интерполяции. Для определения вертикальных перемещений промежуточных точек, расположенных на вертикальных элементах, к перемещению угловой точки, расположенной ниже рассматриваемой, прибавлялось температурное удлинение отрезка трубы от угловой точки до рассматриваемой. Как видно из табл. 4-1, сходимость результатов получилась хорошая.

Аналогичные расчеты были выполнены для ряда других неразветвленных паропроводных трасс электростанций. Во всех случаях получена приемлемая сходимость с результатами непосредственных измерений по реперам.

На этом основании метод «балки на упругом основании» может быть рекомендован для приближенных расчетов вертикальных температурных перемещений неразветвленных паропроводных трасс. Для приближенного расчета горизонтальных температурных перемещений паропроводов можно пользоваться методом «куба плеч».

4-4. ВЫВОД РАСЧЕТНЫХ ФОРМУЛ ДЛЯ ПРИБЛИЖЕННОГО ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТЕМПЕРАТУРНЫХ ПЕРЕМЕЩЕНИЙ РАЗВЕТВЛЕННОГО ПРОСТРАНСТВЕННОГО ПАРОПРОВОДА

Описанный выше метод расчета вертикальных температурных перемещений паропроводов с использованием теории балок, лежащих на упругом основании, можно распространить на разветвленные трассы паропроводов. Одновременно для приближенного расчета горизонтальных температурных перемещений на разветвленные трассы был распространен и метод «куба плеч».

Рассмотрим вначале горизонтальные температурные перемещения разветвленной трассы, выбрав произвольно пространственную трассу

паропровода, часть которой изображена на рис. 4-9. Каждую ветвь трассы обозначим малыми, а узловые точки — прописными буквами русского алфавита. Поскольку в паропроводах высоких параметров соединения в виде крестовин не применяются из-за их недостаточной надежности, к каждой узловой точке примыкают не более трех ветвей.

Трасса паропровода, как и прежде, условно упрощается путем замены дуговых элементов жесткими прямыми углами. В соответствии с методом «куба плеч» [4-6] каждый прямолинейный элемент ветви рассматривается как балка с двумя защемленными концами, причем защемленные концы могут перемещаться линейно, но не могут пово-

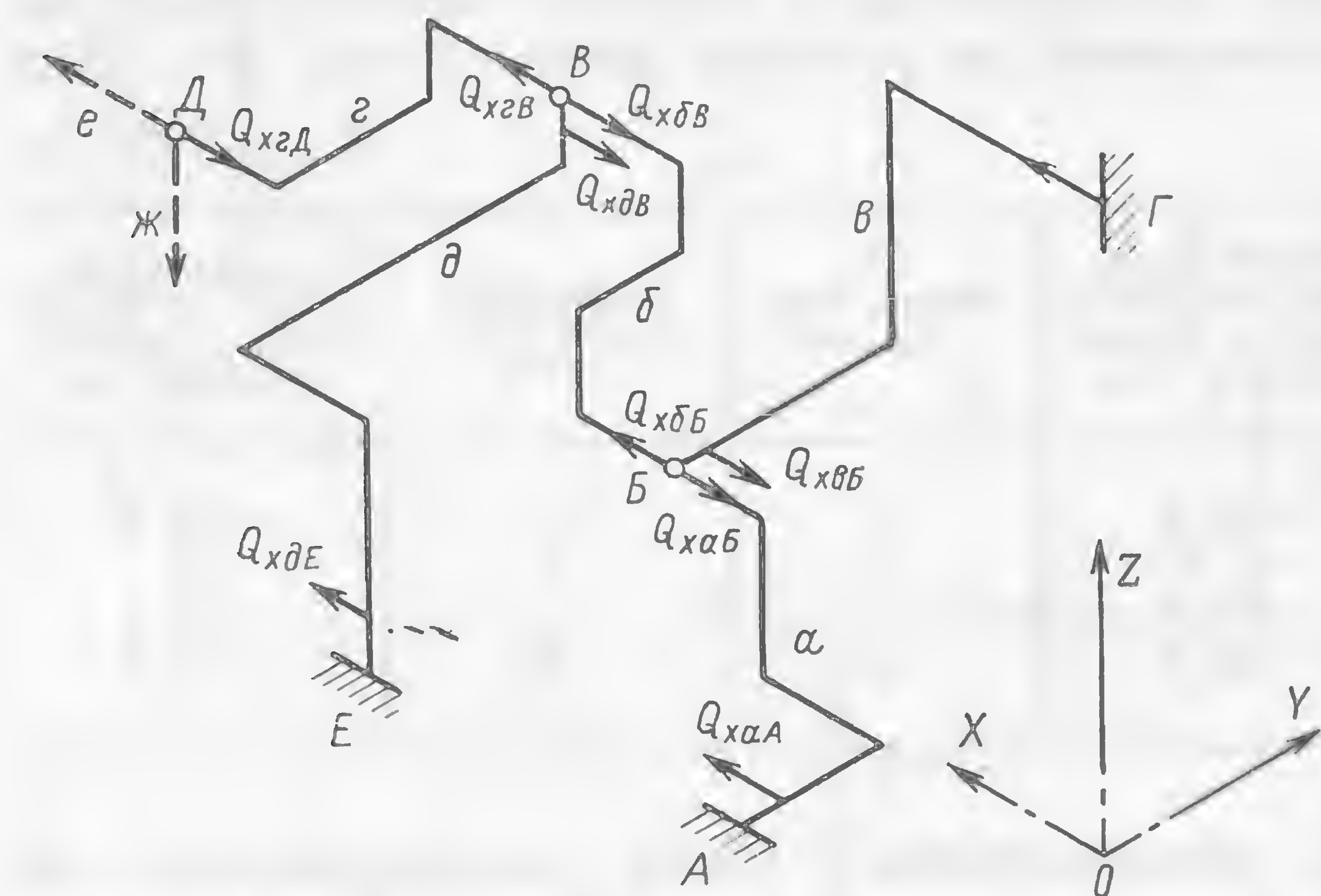


Рис. 4-9. Обозначение ветвей, узлов и точек неподвижного закрепления разветвленной трассы паропровода.

А, *Г*, *Е* — точки неподвижного закрепления паропровода; *Б*, *В*, *Д* — узловые точки; *а*, *б*, *в* . . . — ветви трассы; Q_{xij} — горизонтальные усилия, действующие на концах ветвей в направлении оси *ОХ*.

рачиваться. Под действием температурного удлинения паропровода при его прогреве в переходном режиме на концах каждой ветви в направлениях всех трех координатных осей возникают направленные в противоположные стороны силы, которые мы условно будем называть парами сил. Ввиду того что влияние жесткости промежуточных пружинных опор ветвей на горизонтальные перемещения трассы вдоль осей X и Y незначительно, можно считать, что горизонтальные усилия $Q_{xн}$ и $Q_{yн}$ на концах каждой ветви численно равны и направлены в противоположные стороны. Иначе говоря, горизонтальные усилия, действующие в каждой ветви, не изменяются по ее длине. Эти усилия передаются всем промежуточным элементам каждой ветви и вызывают прогиб тех из них, которые расположены перпендикулярно к направлению действия рассматриваемой силы $Q_{xн}$ или $Q_{yн}$. Здесь «н» — буквенное обозначение произвольной ветви. Общая деформация ветви под действием пары сил $Q_{x(y)н}$, приложенных на концах, для горизонтальных направлений X и Y равна сумме прогибов всех элементов, расположенных перпендикулярно к направлениям действия сил $Q_{xн}$ или $Q_{yн}$.

Прогиб элемента, как балки с защемленными концами, способными перемещаться в направлениях приложенных на концах поперечных сил $Q_{x(y)н}$, равен $f = Q_{x(y)н} l^3/12EI$, т. е. пропорционален кубу длины элемента и обратно пропорционален его жесткости EI. Обычно каждая ветвь трассы имеет постоянное по всей своей длине поперечное сечение и изготовляется из стали одной марки, т. е. в пределах ветви $EI = \text{const}$. В таком случае деформации элементов, расположенных перпендикулярно к направлениям действия сил $Q_{xн}$ или $Q_{yн}$, пропорциональны кубам их длин.

Применительно к схеме трассы, изображенной на рис. 4-9, обозначим силы, действующие в горизонтальных направлениях X и Y, через $Q_{xа}$, $Q_{yа}$, $Q_{xб}$, $Q_{yб}$, $Q_{xв}$, $Q_{yв}$ и т. д.

В самокомпенсации температурных удлинений каждой ветви участвуют только элементы, расположенные перпендикулярно рассматриваемому направлению. Обозначим горизонтальные перемещения узловых точек индексами соответствующих узлов (рис. 4-9): $x_Б$, $y_Б$, $x_В$, $y_В$ и т. д. Температурные удлинения ветвей определятся по формулам:

$$\left.\begin{aligned} x_{аt} &= \alpha_t \Delta t \sum_{а} X_i; \\ y_{аt} &= \alpha_t \Delta t \sum_{а} Y_i; \\ x_{бt} &= \alpha_t \Delta t \sum_{б} X_i; \\ y_{бt} &= \alpha_t \Delta t \sum_{б} Y_i; \\ &\dots\dots\dots \end{aligned}\right\} \tag{4-33}$$

где X_i, Y_i — длины элементов ветвей (суммирование алгебраическое); α_t — коэффициент температурного удлинения материала паропровода; Δt — интервал температур нагрева металла.

В соответствии со схемой, изображенной на рис. 4-9, ветви *а* и *в* имеют на концах *А* и *Г* неподвижное закрепление. В этом случае перемещения закрепленных концов $x_А$ и $x_Г$ равны нулю и перемещения узловой точки *Б* могут быть выражены следующим образом:

$$x_Б = x_{аt} + Q_{xа} \frac{\sum\limits_{а} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_а} = x_{вt} + Q_{xв} \frac{\sum\limits_{в} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_в}; \tag{4-34}$$

$$y_Б = y_{аt} + Q_{yа} \frac{\sum\limits_{а} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_а} = y_{вt} + Q_{yв} \frac{\sum\limits_{в} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_в}. \tag{4-35}$$

Суммирование кубов плеч в уравнениях (4-34), (4-35) производится по абсолютной величине. При составлении этих уравнений должны учитываться знаки перемещений: например, температурным удлинениям ветви *а* $x_{аt}$ и $y_{аt}$ придаются такие же знаки, как перемещениям узловой точки *Б* при условии ее освобождения от связи с ветвями *б* и *в* и при нагреве ветви *а* с сохранением неподвижного закрепления на правом конце в точке *А* (рис. 4-9). Если температурное перемещение условно раскрепленной узловой точки *Б* совпадает с положительным направлением соответствующей оси, ставится знак плюс и наоборот.

Вторые члены в формулах (4-34), (4-35)

$$Q_{x\,(y)\,а\,(в)} \frac{\sum\limits_{а\,(в)} Y^3{}_i\,(X^3{}_i) + Z^3{}_i}{12EI_{а\,(в)}}$$

представляют собой упругие перемещения соединяемых в узел концов соответствующих ветвей при условии неподвижного закрепления противоположного конца ветви и при раскреплении узловой точки. Знак упругого перемещения условно раскрепленного конца ветви зависит от

ориентации ветви относительно координатных осей и от направления усилия $Q_{x(y)а(в)}$. Направления усилий $Q_{x(y)а(в)}$ вначале неизвестны, поэтому их надо предварительно оценить. При этом надо иметь в виду, что усилия, действующие в ветвях, примыкающих к каждой узловой точке, должны взаимно уравновешиваться. Если направление действия силы в какой-либо ветви было предварительно принято неверно, в окончательном решении задачи данная сила получит знак минус. Это будет означать, что направление действия данной силы в ветви на схеме (рис. 4-9) должно быть изменено на противоположное.

Теперь рассмотрим узловую точку *Б*. У нее ветвь *б* является промежуточной (соединяет узел *Б* с узлом *В*). Поэтому перемещение узла *В*, выраженное через деформацию ветви *б*, должно быть записано с учетом перемещения узла *Б*:

$$x_{В}=x_{Б}+x_{бt}+Q_{xб}\frac{\sum\limits_{б}Y^3{}_i+Z^3{}_i}{12EI_б}=x_{дt}+Q_{xд}\frac{\sum\limits_{д}Y^3{}_i+Z^3{}_i}{12EI_д}; \qquad (4\text{-}36)$$

$$y_{В}=y_{Б}+y_{бt}+Q_{yб}\frac{\sum\limits_{б}X^3{}_i+Z^3{}_i}{12EI_б}=y_{дt}+Q_{yд}\frac{\sum\limits_{д}X^3{}_i+Z^3{}_i}{12EI_д}. \qquad (4\text{-}37)$$

При составлении уравнений (4-36), (4-37), как и прежде, должны учитываться знаки у всех составляющих перемещений.

Если паропроводная трасса имеет m ветвей и n узловых точек ($m>n$), тогда путем составления уравнений перемещения узловых точек можно получить m уравнений для каждого из осевых направлений (X или Y). Неизвестными в уравнениях являются m усилий $Q_{x(y)}$ в ветвях и n перемещений узловых точек. Недостающие n уравнений дают условия равновесия узловых точек:

$$\left.\begin{aligned}&\sum_{Б}Q_{xн}=0;\ \sum_{Б}Q_{yн}=0;\\&\sum_{В}Q_{xн}=0;\ \sum_{В}Q_{y\,(н)}=0;\\&\dots\dots\dots\dots\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}38)$$

При решении системы (4-34)—(4-38) целесообразно вначале выразить все усилия через перемещения, используя уравнения (4-34)—(4-37), а затем путем подстановки этих выражений в уравнения (4-38), исключить все усилия. После этого из преобразованной системы (4-38) могут быть определены перемещения всех узловых точек. Затем можно определить усилия в ветвях и путем их подстановки в уравнения (4-38) проверить правильность решения. Нахождение после этого перемещений промежуточных точек ветвей не представляет трудностей и может быть выполнено обычным методом «куба плеч».

Теперь рассмотрим вертикальные перемещения разветвленной трассы. Основная идея метода — составление и решение уравнений перемещения узловых точек под действием возникающих в ветвях усилий и условий равновесия узловых точек используется и для расчета вертикальных перемещений разветвленной трассы. Но здесь дополнительно приходится учитывать упругость промежуточных пружинных опор и подвесок для всех ветвей трассы. Как и прежде, используется метод условной замены в каждой ветви дискретных подвесок непрерывным эквивалентным упругим основанием.

Пространственная схема трассы в координатах XYZ (рис. 4-9) для расчета вертикальных температурных перемещений (в направлении оси Z) условно преобразуется в плоскую схему XZ, в которой элементы, ориентированные по оси Y, повернуты и совмещены по направлению с элементами, ориентированными по оси X (рис. 4-10). Для взаимного разделения этих элементов различной первоначальной ориентировки между ними располагаются бесконечно короткие вертикальные элементы. Все горизонтальные элементы в новой расчетной схеме (рис. 4-10) должны иметь нечетные, а вертикальные — четные номера. Нумерация элементов в расчетной схеме на рис. 4-10 может отличаться от нумерации в схеме на рис. 4-9 ввиду добавления фиктивных вертикальных элемен-

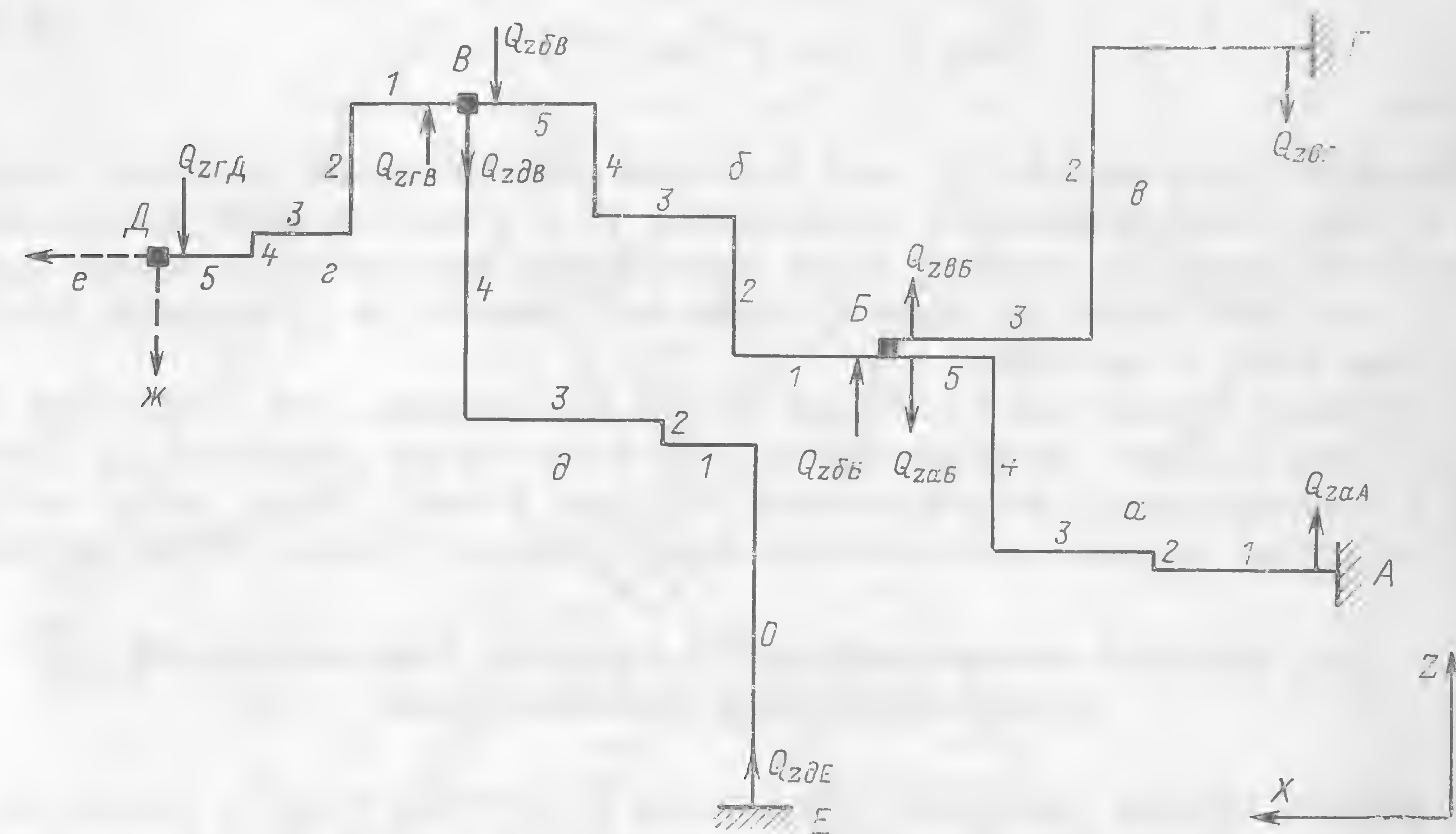


Рис. 4-10. Эквивалентная приведенная к плоскости ZX схема разветвленной паропроводной трассы к расчету ее вертикальных температурных перемещений методом «балки на упругом основании».

Q_{zij} — усилия в ветвях в направлении вертикальной оси Z; *1*, *2*, *3* ... — элементы, составляющие ветви; остальные обозначения те же, что и на рис. 4-9.

тов. После этого по методу, уже описанному выше, составляются уравнения вида (4-23) для каждой ветви трассы. Путем последовательного решения этих уравнений и исключения промежуточных приведенных сил могут быть получены уравнения, связывающие между собой приведенные силы, передаваемые от каждой ветви к узловым точкам, и перемещения узловых точек. Для трассы с числом узловых точек n получаются $3n$ уравнений вида

$$\left.\begin{aligned}&P_{zаБ}=C_1z_Б+C_2;\\&P_{zвБ}=C_3z_Б+C_4;\\&P_{zбБ}=C_5z_Б+C_6z_В+C_7;\\&P_{zбВ}=C_8z_В+C_9z_Б+C_{10};\\&P_{zдВ}=C_{11}z_В+C_{12};\\&P_{zгВ}=C_{13}z_В+C_{14}z_Д+C_{15};\\&\dots\dots\dots\dots\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}39)$$

где C_i — численные коэффициенты.

Однако помимо $3n$ неизвестных приведенных сил здесь неизвестными являются m перемещений узловых точек. Недостающие m уравнений дают условия равновесия узловых точек. Чтобы составить условия равновесия узловых точек, надо соответствующие приведенные силы $P_{z\text{нМ}}$ пересчитать в поперечные силы по формулам вида:

$$Q_{z\text{нМ}} = (2\beta^3 EI)_{\text{н}} P_{z\text{нМ}}, \tag{4-40}$$

где «н» буквенное обозначение ветвей; М—буквенное обозначение узлов.

После этого записываются условия равновесия узлов, в которых вместо сил $Q_{z\text{нМ}}$ входят их выражения через перемещения узлов:

$$\left.\begin{array}{l} Q_{z\text{аБ}} + Q_{z\text{вБ}} + Q_{z\text{бБ}} = 0; \\ Q_{z\text{бВ}} + Q_{z\text{дВ}} + Q_{z\text{гВ}} = 0; \\ \ldots\ldots\ldots\ldots\ldots \end{array}\right\} \tag{4-41}$$

Решение системы (4-41) дает искомые перемещения узловых точек. При составлении уравнений равновесия (4-41) необходимо соблюдать следующее правило знаков: если нумерация элементов в ветви идет к узлу, соответствующую силу Q надо подставлять в уравнения (4-41) со знаком плюс и наоборот.

Поскольку уравнения (4-41) являются неполными, они решаются совместно без особых затруднений и в результате их решения мы получаем n вертикальных перемещений узловых точек. После этого могут быть найдены также перемещения всех промежуточных точек ветвей.

4-5. ПРИМЕР ПРИБЛИЖЕННОГО РАСЧЕТА ПЕРЕМЕЩЕНИЙ РАЗВЕТВЛЕННОГО ПАРОПРОВОДА

В качестве примера применения этого метода рассмотрим задачу о перемещениях узловых точек сложноразветвленной трассы паропроводов горячих ниток промперегрева головного одновального блока 800 МВт Славянской ГРЭС. На рис. 4-11 изображена пространственная схема этой трассы, указано расположение пружинных подвесок и неподвижных опор и кружками обозначены шарообразные тройники. В расчете рассматривается половина трассы, независимая в компенсационном отношении. На рис. 4-12 она изображена со спрямленными гибами и указаны обозначения узлов (*А—Д*) и ветвей (*а*, *б*, *в* и т. д.), нумерация элементов в ветвях обозначена цифрами. Трасса имеет 5 узловых точек и 11 ветвей, из которых 4 являются промежуточными. Длины элементов обозначены здесь через X_i, Y_j и Z_k в зависимости от их ориентации по осям координат.

Ниже указаны основные размеры ветвей.

Ветвь *а*: диаметр 980×40 мм; $X_1=2{,}8$ м; $Z_2=2{,}93$ м; $X_3=4{,}657$ м; $Y_4=7{,}7$ м; $Z_5=6{,}28$ м; $Y_6=12{,}6$ м; $Z_7=20{,}85$ м; $Y_8=14{,}4$ м; $X_9=16$ м; $Z_{10}=9{,}2$ м.

Ветвь *б*: диаметр 630×25 мм; $X_1=23{,}55$ мм; $Y_2=9{,}15$ м.

Ветвь *в*: диаметр 630×25 мм; $Y_1=17{,}45$ м.

Ветвь *г*: диаметр 465×19 мм; $X_1=10{,}955$ м; $Z_2=7{,}274$ м; $Y_3=5{,}1$ м.

Ветвь *д*: диаметр 465×19 мм; $X_1=8{,}29$ м; $Y_2=4$ м; $Z_3=7{,}274$ м.

Ветвь *е*: диаметр 377×17 мм; $X_1=8{,}7$ м; $Z_2=3{,}95$ м; $X_3=8{,}85$ м; $Y_4=22{,}1$ м; $Z_5=5{,}55$ м.

Ветвь *ж*: диаметр 630×25 мм; $X_1=24{,}45$ м, $Z_2=1{,}7$ м; $Y_3=9{,}15$ м.

Ветвь *з*: диаметр 630×25 мм; $Y_1=18{,}05$ м.

Ветвь *и*: диаметр 465×19 мм; $X_1=10{,}955$ м; $Z_2=8{,}972$ м; $Y_3=6{,}2$ м.

Ветвь *к*: диаметр 465×19 мм; $X_1=8{,}29$ м; $Y_2=4$ м; $Z_3=8{,}972$ м.

Ветвь *л*: диаметр 377×17 мм; $X_1=9{,}7$ м; $Z_2=4$ м; $X_3=8{,}35$ м; $Y_4=22{,}1$ м; $Z_5=3{,}8$ м.

Расчетное давление пара для паропроводов горячих ниток промперегрева составляет 3,5 МПа, а расчетная температура 545°С. Паропроводы диаметрами 980×40 мм и 630×25 мм изготовлены из стали 15Х1М1Ф, а остальные — из стали 12Х1МФ.

На рис. 4-12 для каждой ветви показаны принятые по предварительной оценке направления усилий, параллельных оси *OX*. Уравнения (4-34) для этого направления имеют следующий вид:

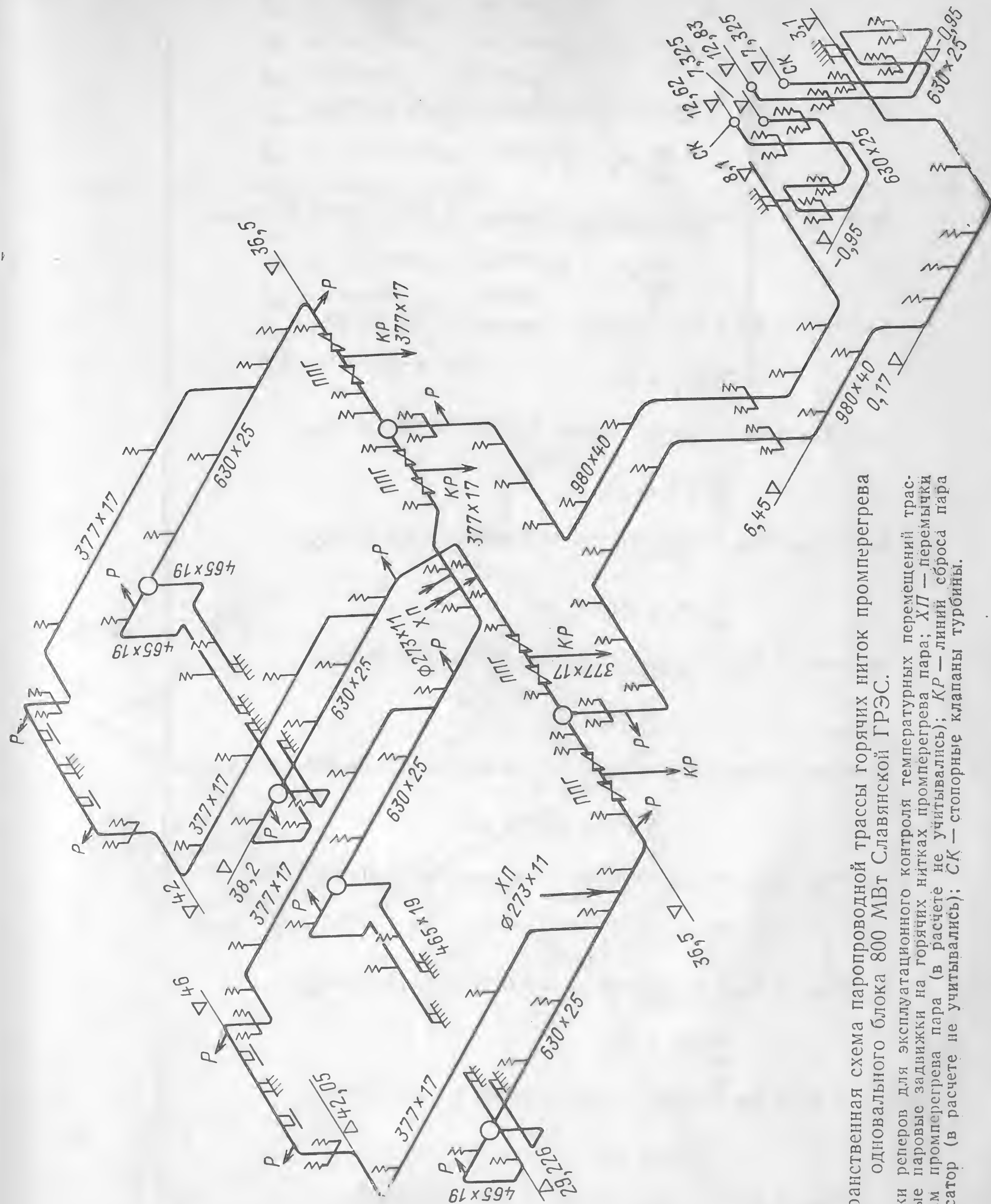


Рис. 4-11. Пространственная схема паропроводной трассы горячих ниток промперегрева одновального блока 800 МВт Славянской ГРЭС.

Р — места установки реперов для эксплуатационного контроля температурных перемещений трассы; *ППГ* — запорные паровые задвижки на горячих нитках промперегрева пара; *ХП* — перемычки к холодным ниткам промперегрева пара (в расчете не учитывались); *КР* — линии сброса пара в конденсатор (в расчете не учитывались); *СК* — стопорные клапаны турбины.

$$
\left.\begin{aligned}
x_А &= x_{аt} + Q_{xа}\frac{\sum\limits_{а} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_а} = -0,165 + 0,576\cdot 10^{-5}Q_{xа};\\
x_Б &= x_А + x_{бt} + Q_{xб}\frac{\sum\limits_{б} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_б} = x_А - 0,1655 + 0,2065\cdot 10^{-5}Q_{xб};\\
x_В &= x_Б + x_{вt} + Q_{xв}\frac{\sum\limits_{в} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_в} = x_Б + 1,45\cdot 10^{-5}Q_{xв};\\
x_В &= x_{гt} - Q_{xг}\frac{\sum\limits_{г} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_г} = -0,0722 - 0,363\cdot 10^{-5}Q_{xг};\\
x_В &= x_{Дt} - Q_{xд}\frac{\sum\limits_{д} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_д} = -0,0584 - 0,315\cdot 10^{-5}Q_{xд};\\
x_Б &= x_{еt} + Q_{xе}\frac{\sum\limits_{е} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_е} = -0,1235 + 17,3\cdot 10^{-5}Q_{xе};\\
x_Г &= x_А + x_{жt} - Q_{xж}\frac{\sum\limits_{ж} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_ж} = x_А + 0,172 - 0,208\cdot 10^{-5}Q_{xж};\\
x_Д &= x_Г + x_{зt} - Q_{xз}\frac{\sum\limits_{з} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_з} = x_Г - 1,585\cdot 10^{-5}Q_{xз};\\
x_Д &= x_{иt} + Q_{xи}\frac{\sum\limits_{и} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_и} = -0,0772 + 0,673\cdot 10^{-5}Q_{xи};\\
x_Д &= x_{кt} + Q_{xк}\frac{\sum\limits_{к} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_к} = -0,0584 + 0,552\cdot 10^{-5}Q_{xк};\\
x_Г &= x_{лt} + Q_{xл}\frac{\sum\limits_{л} Y^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_л} = -0,127 + 17\cdot 10^{-5}Q_{xл}
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}42)
$$

Из уравнений (4-42) получаются выражения для поперечных сил:

$$
\left.\begin{aligned}
Q_{xа} &= 1\,736\,000x_А + 286\,000;\\
Q_{xб} &= 4\,840\,000x_Б - 4\,840\,000x_А + 802\,000;\\
Q_{xв} &= 688\,000x_В - 688\,000x_Б;\\
Q_{xг} &= -2\,760\,000x_В - 198\,500;\\
Q_{xд} &= -3\,180\,000x_В - 185\,500;\\
Q_{xе} &= 57\,800x_Б + 7140;\\
Q_{xж} &= -4\,810\,000x_Г + 4\,810\,000x_А + 827\,000;\\
Q_{xз} &= -632\,000x_Д + 632\,000;\\
Q_{xи} &= 1\,485\,000x_Д + 114\,500;\\
Q_{xк} &= 1\,815\,000x_Д + 105\,800;\\
Q_{xл} &= 59\,000x_Г + 7470.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}43)
$$

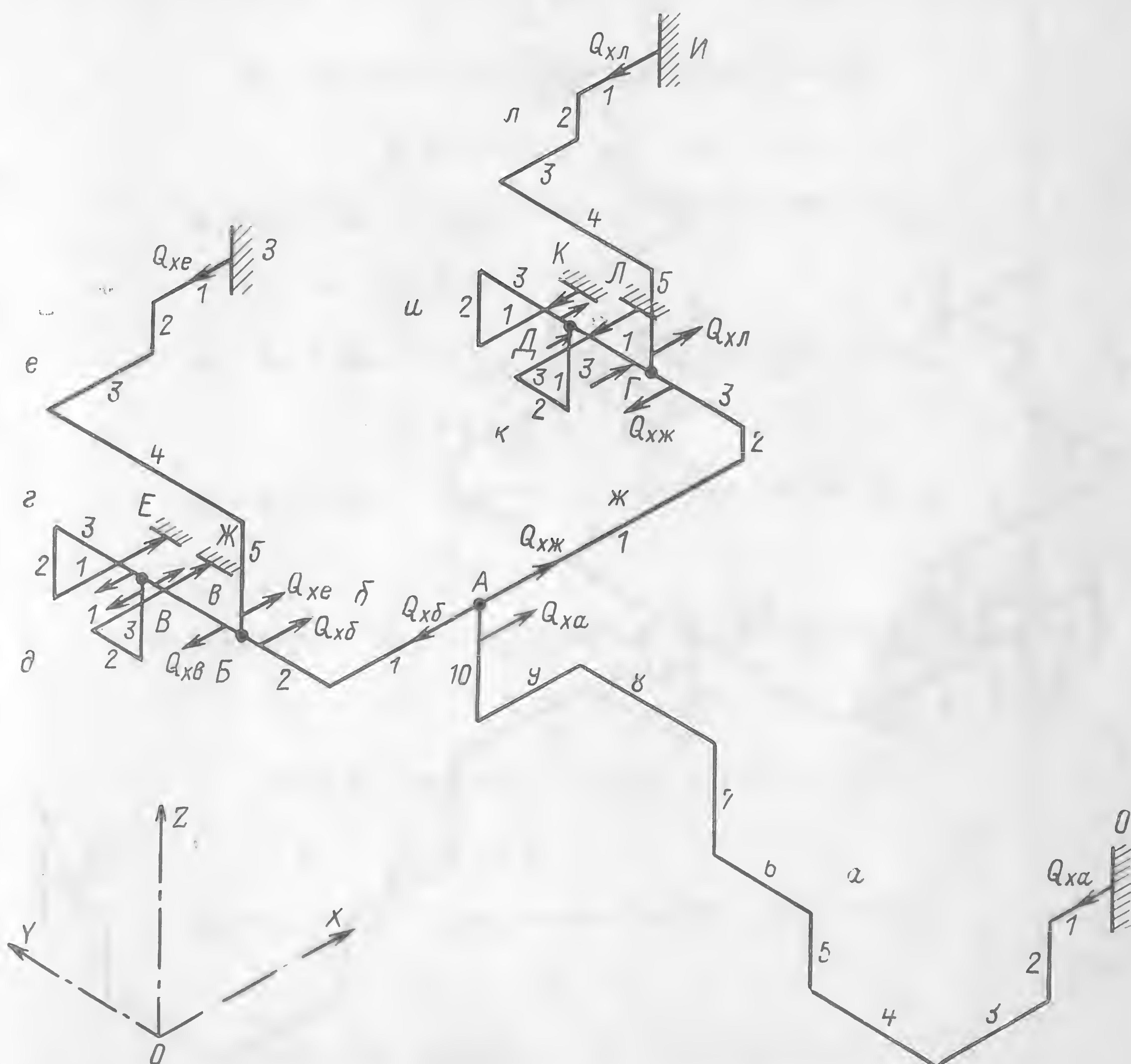


Рис. 4-12. Расчетная схема для определения температурных перемещений независимой в компенсационном отношении левой части разветвленной трассы паропровода горячего промперегрева блока 800 МВт в направлении горизонтальной оси OX приближенным методом.

О, Е, Ж, К, Л, З, И — неподвижные (мертвые) опоры; Q_{xi} — усилия, действующие на концах ветвей в направлении оси OX.

Условия равновесия узлов в данном конкретном случае записываются следующим образом:

$$\left.\begin{aligned} &Q_{x\text{а}} - Q_{x\text{б}} + Q_{x\text{ж}} = 0;\\ &Q_{x\text{б}} - Q_{x\text{в}} + Q_{x\text{е}} = 0;\\ &Q_{x\text{в}} - Q_{x\text{г}} - Q_{x\text{д}} = 0;\\ &-Q_{x\text{ж}} + Q_{x\text{з}} + Q_{x\text{л}} = 0;\\ &-Q_{x\text{з}} + Q_{x\text{и}} + Q_{x\text{к}} = 0. \end{aligned}\right\} \quad (4\text{-}44)$$

Система (4-44) устанавливает связь между перемещениями узловых точек трассы после подстановки в нее выражений (4-43):

$$\left.\begin{aligned} &113,86\,x_\text{А} - 48,4x_\text{Б} - 48,1x_\text{Г} + 3,11 = 0;\\ &55,858x_\text{Б} - 48,4\,x_\text{А} - 6,88x_\text{В} + 8,0914 = 0;\\ &66,28x_\text{В} - 6,88\,x_\text{Б} + 3,84 = 0;\\ &55,01x_\text{Г} - 48,1x_\text{А} - 6,32x_\text{Д} - 8,1953 = 0;\\ &39,32x_\text{Д} - 6,32x_\text{Г} - 2,203 = 0. \end{aligned}\right\} \quad (4\text{-}45)$$

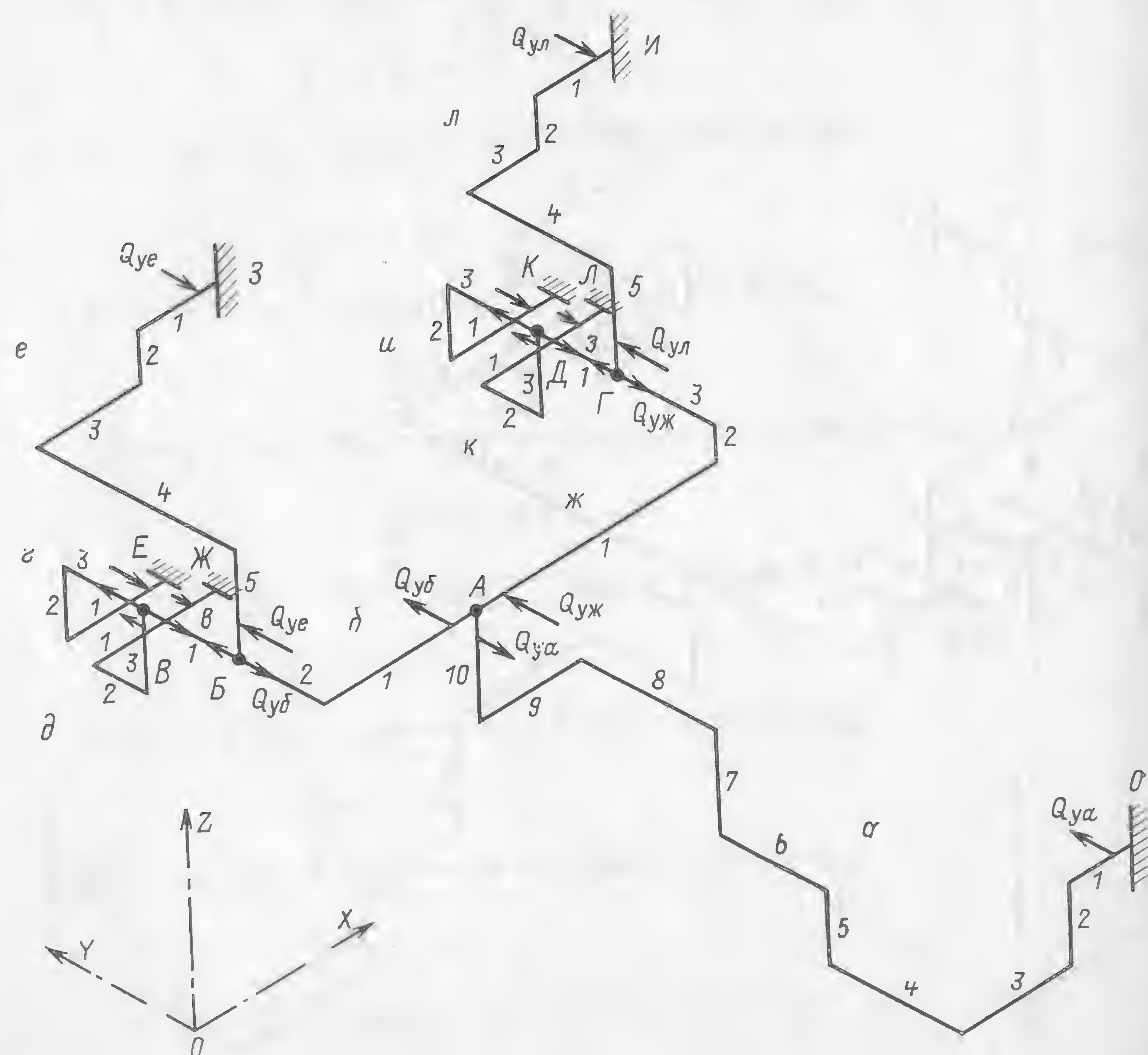


Рис. 4-13 Расчетная схема для определения температурных перемещений независимой в компенсационном отношении левой части разветвленной трассы паропровода горячего промперегрева блока 800 МВт в направлении горизонтальной оси OY приближенным методом.

Q_{yi} — усилия, действующие на концах ветвей в направлении оси OY; остальные обозначения те же, что и на рис. 4-12

Совместное решение системы уравнений (4-45) дает: $x_\text{А} = -125,6$ мм; $x_\text{Б} = -264$ мм; $x_\text{В} = -85,2$ мм; $x_\text{Г} = 33,3$ мм; $x_\text{Д} = -50,7$ мм.

После этого по формулам (4-43) определяются усилия в ветвях: $Q_{x\text{а}} = 68\,000$ Н; $Q_{x\text{б}} = 132\,000$ Н; $Q_{x\text{в}} = 122\,900$ Н; $Q_{x\text{г}} = 36\,800$ Н; $Q_{x\text{д}} = 85\,000$ Н; $Q_{x\text{е}} = -8160$ Н; $Q_{x\text{ж}} = 62\,000$ Н; $Q_{x\text{з}} = 54\,350$ Н; $Q_{x\text{и}} = 39\,000$ Н; $Q_{x\text{к}} = 13\,800$ Н; $Q_{x\text{л}} = 9440$ Н. Проверка решения производится подстановкой полученных значений усилий в формулы (4-44). Запишем теперь уравнения (4-35) для направления оси OY (рис. 4-13):

$$\left.\begin{aligned}
&y_\text{А} = y_{\text{а}t} + Q_{y\text{а}}\frac{\sum\limits_{\text{а}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{а}} = 0,244 - 0,531\cdot 10^{-5}Q_{y\text{а}};\\
&y_\text{Б} = y_\text{А} + y_{\text{б}t} - Q_{y\text{б}}\frac{\sum\limits_{\text{б}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{б}} = y_\text{А} + 0,0653 - 3,52\cdot 10^{-5}Q_{y\text{б}};\\
&y_\text{В} = y_\text{Б} + y_{\text{в}t} - Q_{y\text{в}}\frac{\sum\limits_{\text{в}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{в}} = y_\text{Б} + 0,1225;\\
&y_\text{В} = y_{\text{г}t} + Q_{y\text{г}}\frac{\sum\limits_{\text{г}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{г}} = -0,0358 + 1,193\cdot 10^{-5}Q_{y\text{г}};\\
&y_\text{В} = y_{\text{д}t} + Q_{y\text{д}}\frac{\sum\limits_{\text{д}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{д}} = -0,0281 + 0,667\cdot 10^{-5}Q_{y\text{д}};\\
&y_\text{Б} = y_{\text{е}t} + Q_{y\text{е}}\frac{\sum\limits_{\text{е}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{е}} = -0,1553 + 2,48\cdot 10^{-5}Q_{y.\text{е}};\\
&y_\text{Г} = y_\text{А} + y_{\text{ж}t} - Q_{y\text{ж}}\frac{\sum\limits_{\text{ж}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{ж}} = y_\text{А} + 0,0643 - 3,95\cdot 10^{-5}Q_{y\text{ж}};\\
&y_\text{Д} = y_\text{Г} + y_{\text{з}t} - Q_{y\text{з}}\frac{\sum\limits_{\text{з}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{з}} = y_\text{Г} + 0,127;\\
&y_\text{Д} = y_{\text{и}t} + Q_{y\text{и}}\frac{\sum\limits_{\text{и}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{и}} = -0,0436 + 1,43\cdot 10^{-5}Q_{y\text{и}};\\
&y_\text{Д} = y_{\text{к}t} + Q_{y\text{к}}\frac{\sum\limits_{\text{к}} X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{к}} = -0,0281 + 0,905\cdot 10^{-5}Q_{y\text{к}};\\
&y_\text{Г} = y_{\text{л}t} + Q_{y\text{л}}\frac{\sum X^3{}_i + Z^3{}_i}{12EI_\text{л}} = -0,1553 + 2,52\cdot 10^{-5}Q_{y\text{л}}.
\end{aligned}\right\} \quad (4\text{-}46)$$

Из уравнений (4-46) можно получить выражения для поперечных сил:

$$
\left.\begin{aligned}
&Q_{y\text{а}} = -1\,885\,000y_\text{А} + 460\,500;\\
&Q_{y\text{б}} = -284\,000y_\text{Б} + 284\,000y_\text{А} + 18\,600;\\
&Q_{y\text{г}} = 839\,000y_\text{В} + 30\,050;\\
&Q_{y\text{д}} = 1\,497\,000y_\text{В} + 42\,100;\\
&Q_{y\text{е}} = 403\,000y_\text{Б} + 62\,600;\\
&Q_{y\text{ж}} = -253\,200y_\text{Г} + 253\,200y_\text{А} + 1630;\\
&Q_{y\text{и}} = 699\,000y_\text{Д} + 30\,400;\\
&Q_{y\text{к}} = 1\,106\,000y_\text{Д} + 31\,100;\\
&Q_{y\text{л}} = 397\,000y_\text{Г} + 61\,700.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}47)
$$

Поскольку в систему выражений (4-47) не вошли выражения для $Q_{y\text{в}}$ и $Q_{y\text{з}}$, уравнения равновесия должны быть записаны для объединенных узлов *Б+В* и *Г+Д*. Это объясняется тем, что ветви *в* и *а* в данном случае прямолинейны и параллельны оси *0Y*. Таким образом, можно получить три уравнения равновесия для узловых точек:

$$
\left.\begin{aligned}
&-Q_{y\text{а}} + Q_{y\text{б}} + Q_{y\text{ж}} = 0;\\
&-Q_{y\text{б}} + Q_{y\text{е}} + Q_{y\text{г}} + Q_{y\text{д}} = 0;\\
&-Q_{y\text{ж}} + Q_{y\text{л}} + Q_{y\text{и}} + Q_{y\text{к}} = 0.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}48)
$$

После подстановки в уравнения (4-48) выражений (4-47) получаем три уравнения связи между перемещениями:

$$
\left.\begin{aligned}
&24{,}222y_\text{А} - 2{,}84y_\text{Б} - 2{,}53y_\text{Г} - 4{,}256 = 0;\\
&6{,}87y_\text{Б} + 23{,}36y_\text{В} - 2{,}84y_\text{А} + 1{,}1615 = 0;\\
&6{,}502y_\text{Г} + 18{,}05y_\text{Д} - 2{,}532y_\text{А} + 1{,}069 = 0.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}49)
$$

Недостающие два уравнения непосредственно дает система (4-46):

$$
\left.\begin{aligned}
&y_\text{В} = y_\text{Б} + 0{,}1225;\\
&y_\text{Д} = y_\text{Г} + 0{,}127.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}50)
$$

Совместное решение уравнений (4-49) и (4-50) дает значения перемещений узловых точек: $y_\text{А} = 149$ мм; $y_\text{Б} = 118{,}5$ мм; $y_\text{В} = 4$ мм; $y_\text{Г} = -122$ мм; $y_\text{Д} = 6$ мм. По формулам (4-47) определяются усилия: $Q_{y\text{а}} = 179\,500$ Н; $Q_{y\text{б}} = 94\,600$ Н; $Q_{y\text{г}} = 33\,410$ Н; $Q_{y\text{д}} = 48\,100$ Н; $Q_{y\text{е}} = 14\,800$ Н; $Q_{y\text{ж}} = 84\,900$ Н; $Q_{y\text{и}} = 33\,810$ Н; $Q_{y\text{к}} = 36\,640$ Н; $Q_{y\text{л}} = 13\,200$ Н. Проверка решения производится подстановкой полученных усилий в уравнения (4-48).

Для определения вертикальных перемещений точек трассы в направлении оси *0Z* строится приведенная плоская схема трассы (рис. 4-14). После составления уравнений вида (4-23) для каждой ветви и исключения из них всех «лишних» неизвестных можно получить следующие соотношения между приведенными силами в ветвях и перемещениями узловых точек:

$$
\left.\begin{aligned}
&P_{z\text{аА}} = 4{,}48z_\text{А} - 1219;\\
&P_{z\text{бА}} = 0{,}657z_\text{Б} - 2{,}385z_\text{А};\; P_{z\text{жА}} = 0{,}725z_\text{Г} - 2{,}43z_\text{А} - 8{,}89;\\
&P_{z\text{бБ}} = 3{,}36z_\text{Б} - 0{,}68z_\text{А};\; P_{z\text{жГ}} = 0{,}8z_\text{А} + 3{,}41z_\text{Г} - 26{,}3;\\
&P_{z\text{вВ}} = 3{,}34z_\text{В} - 2z_\text{Б};\; P_{z\text{зД}} = 4{,}6z_\text{Д} - 3{,}45z_\text{Г};\\
&P_{z\text{вБ}} = 2z_\text{В} - 3{,}34z_\text{Б};\; P_{z\text{зГ}} = 3{,}45z_\text{Д} - 4{,}6z_\text{Г};\\
&P_{z\text{гВ}} = 7{,}2z_\text{В} - 228;\; P_{z\text{иД}} = 7{,}3z_\text{Д} - 358;\\
&P_{z\text{дВ}} = 18{,}1z_\text{В} - 896;\; P_{z\text{кД}} = 18{,}7z_\text{Д} - 1151;\\
&P_{z\text{еБ}} = 2{,}7z_\text{Б} + 90{,}8;\; P_{z\text{лГ}} = 2{,}99z_\text{Г} + 65{,}4.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}51)
$$

Для проверки этих соотношений рекомендуется подсчитать перемещения угловых точек ветвей в предположении неподвижного закрепления узлов и сопоставить их с температурными удлинениями вертикального участка, если они имеются.

Для перевода приведенных сил *P* в поперечные силы *Q* по формуле (4-40) для всех ветвей подсчитываются значения $2\beta^3EI$ (табл. 4-2).

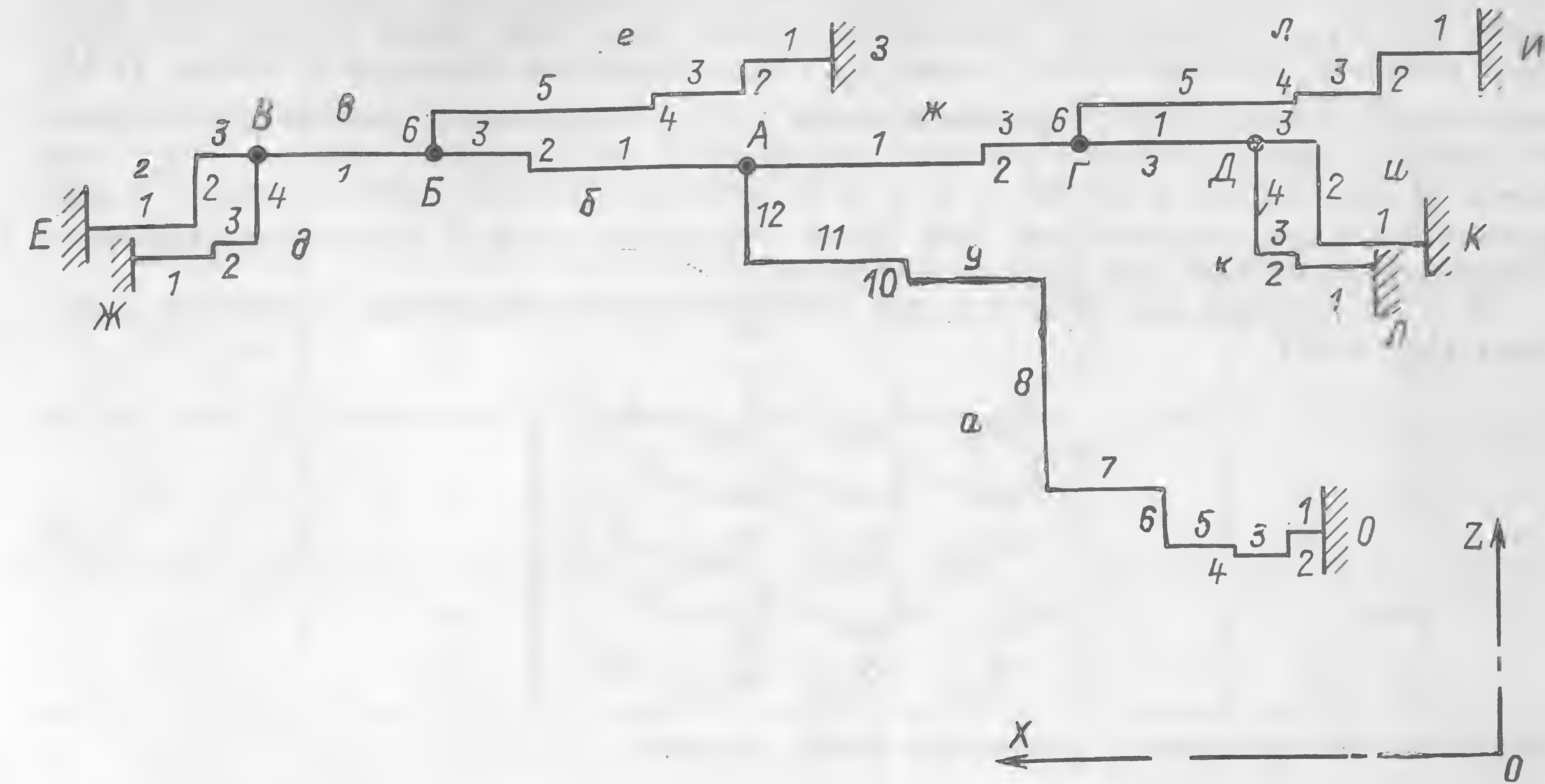


Рис. 4-14. Эквивалентная приведенная к плоскости *Z0X* схема разветвленной трассы паропровода горячего промперегрева блока 800 МВт к расчету ее вертикальных температурных перемещений методом «балки на упругом основании».

Обозначенные цифрами номера элементов ветвей отличаются от нумерации на рис. 4-12 и 4-13 за счет добавления фиктивных вертикальных элементов; остальные обозначения те же, что и на рис. 4-12.

Таблица 4-2

Ветвь	$2\beta^3EI$	Ветвь	$2\beta^3EI$	Ветвь	$2\beta^3EI$
а	582	*д*	137	*и*	196
б	241	*е*	184,5	*к*	128
в	292	*ж*	208	*л*	235
г	223	*з*	166		

После этого уравнения (4-51) умножаем на $2\beta^3EI$ и преобразуем в уравнения для поперечных (вертикальных) сил, которые целесообразно сгруппировать по узлам:

$$
\left.\begin{aligned}
&Q_{z\text{аА}} = 2610z_\text{А} - 710\,000;\; Q_{z\text{жГ}} = 166z_\text{А} + 708z_\text{Г} - 5470;\\
&Q_{z\text{бА}} = 159z_\text{Б} - 576z_\text{А};\; Q_{z\text{зГ}} = 573z_\text{Д} - 765z_\text{Г};\\
&Q_{z\text{жА}} = 151z_\text{Г} - 506z_\text{А} - 1850;\; Q_{z\text{лГ}} = 703z_\text{Г} + 15\,350;\\
&Q_{z\text{бБ}} = 808z_\text{Б} - 164z_\text{А};\; Q_{z\text{зД}} = 765z_\text{Д} - 573z_\text{Г};\\
&Q_{z\text{вБ}} = 584z_\text{В} - 1003z_\text{Б};\; Q_{z\text{иД}} = 1430z_\text{Д} - 70\,200;\\
&Q_{z\text{еБ}} = 498z_\text{Б} + 16\,750;\; Q_{z\text{кД}} = 2400z_\text{Д} - 147\,200\\
&Q_{z\text{вВ}} = 1003z_\text{В} - 584z_\text{Б};\\
&Q_{z\text{гВ}} = 1610z_\text{В} - 64\,200;\\
&Q_{z\text{дВ}} = 2480z_\text{В} - 123\,000.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}52)
$$

Теперь надо составить уравнения равновесия вертикальных сил (4-41) для всех узловых точек, определив знак каждого слагаемого. Рассмотрим усилия, передаваемые от ветвей узлам, и условимся считать положительными усилия, направленные вверх. Для начала анализа условно примем перемещения узлов равными нулю.

Рассмотрим узел *А* (рис. 4-14). Усилие от ветви *а* должно быть направлено вверх, следовательно, выражение для Q_{zaA} следует в уравнение равновесия подставлять со знаком минус. Усилие от ветви *ж* должно быть направлено вниз, следовательно, выражение для $Q_{zжA}$ в уравнении равновесия должно иметь знак плюс. Усилие от ветви *б* $Q_{zбA}$ в случае $z_A = z_Б = 0$, как видно из соответствующей формулы в группе [4-52], равно нулю, поэтому для определения знака у $Q_{zбA}$ в уравнении равновесия требуется рассмотреть дополнительное условие. Рассмотрим перемещение узла *А* вверх при $z_Б = 0$. В этом случае в ветвях *а*, *б* и *ж* должны развиваться дополнительные усилия противоположного направления. Это будет обеспечено, если в уравнение равновесия подставить выражение для $Q_{zбA}$ со знаком плюс.

В итоге получим для узла *А* и для остальных узлов следующие уравнения равновесия (рис. 4-14):

$$\left.\begin{aligned} &Q_{zбА} + Q_{zжА} - Q_{zаА} = 0;\\ &Q_{zвБ} - Q_{zеБ} - Q_{zбБ} = 0;\\ &-Q_{zвВ} - Q_{zгВ} - Q_{zдВ} = 0;\\ &Q_{zзГ} - Q_{zжГ} - Q_{zлГ} = 0;\\ &-Q_{zиД} - Q_{zкД} - Q_{zзД} = 0. \end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}53)$$

Отсюда после подстановки выражений (4-52) получим:

$$\left.\begin{aligned} &159z_Б - 3692z_А + 151z_Г + 708\,150 = 0;\\ &584z_В - 2309z_Б + 164z_А - 16\,750 = 0;\\ &-5093z_В + 584z_Б + 187\,200 = 0;\\ &-166z_А - 2174z_Г + 573z_Д - 9880 = 0;\\ &-4597z_Д + 573z_Г + 217\,400 = 0. \end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}54)$$

Совместное решение уравнений (4-54) дает вертикальные перемещения узловых точек: $z_А = 192$ мм; $z_Б = 16$ мм; $z_В = 39$ мм; $z_Г = -7$ мм; $z_Д = 47$ мм. Подстановкой в уравнения (4-52) получим усилия: $Q_{zаА} = -209\,000$ Н; $Q_{zбА} = -108\,360$ Н; $Q_{zжА} = -100\,103$ Н; $Q_{zбБ} = -18\,580$ Н; $Q_{zвБ} = 6752$ Н; $Q_{zеБ} = 24\,720$ Н; $Q_{zвВ} = 29\,650$ Н; $Q_{zгВ} = -1600$ Н; $Q_{zдВ} = -26\,600$ Н; $Q_{zжГ} = 21\,470$ Н; $Q_{zзГ} = 32\,280$ Н; $Q_{zлГ} = 10\,430$ Н; $Q_{zзД} = 39\,900$ Н; $Q_{zиД} = -3200$ Н; $Q_{zкД} = -34\,400$ Н. Проверка решения осуществляется подстановкой усилий в уравнения (4-53).

В табл. 4-3 дано сопоставление полученных вышеописанным приближенным методом перемещений отдельных точек трассы паропровода горячих ниток промперегрева для блока 800 МВт с данными измерений перемещений по реперам и с расчетами, выполненными на ЭВМ в Харьковском отделении ТЭП (данные в миллиметрах).

В целом сходимость результатов получилась удовлетворительная. Отклонения данных непосредственных измерений от приближенных расчетов по некоторым точкам и в некоторых направлениях объясняются, по нашему мнению, имеющимися защемлениями трассы. Вычислительная машина в двух случаях выдала заведомо неправильные результаты: это перемещения $x_А$ и $x_В$. Они получились больше, чем полные температурные удлинения трассы в этих направлениях. Репер, по показаниям которого определялись перемещения узла *А*, был расположен на 5 м ниже узловой точки и это учитывалось при определении перемещений точки *А*.

Таблица 4-3

Узловая точка	Направления перемещений	По замерам ДонОРГРЭС с помощью реперов, мм	По данным расчетов ХоТЭП на ЭВМ, мм	По приближенному расчету методом автора, мм
А	x	—39	—397	—126
	y	141	153	149
	z	138	142	192
Б	x	—170	—580	—264
	y	—111	—130	—119
	z	21	34	16
В	x	—105	—166	—85
	y	55	73	4
	z	39	24	39
Г	x	—77	—185	33
	y	—85	—119	—122
	z	—6	—12	—7
Д	x	—62	—90	—51
	y	65	53	5
	z	51	53	47

Таким образом, можно сделать вывод, что метод «балки на упругом основании» для приближенного расчета вертикальных температурных перемещений неразветвленных и разветвленных паропроводных трасс, позволяющий учитывать жесткость пружинных подвесок, дает результаты, приемлемо сходящиеся с натурными измерениями. Метод может быть рекомендован для быстрой оценки вертикальных перемещений паропроводов. Для упрощенного расчета горизонтальных температурных перемещений разветвленных паропроводов может использоваться описанный выше метод, базирующийся на условиях равновесия узловых точек с применением метода «куба плеч».

4-6. РАСЧЕТ МОМЕНТОВ ОТ ВЕСОВОЙ НАГРУЗКИ И РЕГУЛИРОВКА ЗАТЯЖКИ ПРУЖИН У ОПОР ПАРОПРОВОДОВ

При монтаже, а иногда и при ремонте паропроводов приходится производить регулировку затяжки пружин у опор и подвесок с целью достижения наиболее благоприятной эпюры изгибающих и крутящих моментов от весовой нагрузки. На рис. 4-1 приводилась эпюра изгибающих моментов от весовой нагрузки в прямолинейном горизонтальном паропроводе при идеально отрегулированных подвесках и при равных расстояниях между опорами. На практике бывают отклонения веса тепловой изоляции паропроводов от расчетного, что оказывает существенное влияние на эпюру моментов. На рис. 4-15 показано, как видоизменяется эпюра изгибающих моментов на горизонтальной прямолинейной трассе в случае увеличения весовой нагрузки на 25% по сравнению с расчетной при одной, двух, трех и четырех промежуточных подвесках. Расчеты были выполнены с использованием метода теоремы о трех моментах. Эпюры построены для четырех вариантов с количеством подвесок от одной до четырех. На рис. 4-16 дано аналогичное видоизменение эпюры при уменьшении весовой нагрузки на 25% по сравнению с расчетной. Изгибающие моменты в наиболее нагруженных точках трассы

в обоих случаях превышают норму идеальной регулировки в несколько раз.

Аналогичная картина отклонений эпюры моментов от идеальной наблюдается, когда неправильно отрегулированы пружины опор. Изгибающие и крутящие моменты от весовой нагрузки и в этих случаях могут быть существенно больше моментов от самокомпенсации температурных удлинений паропроводов.

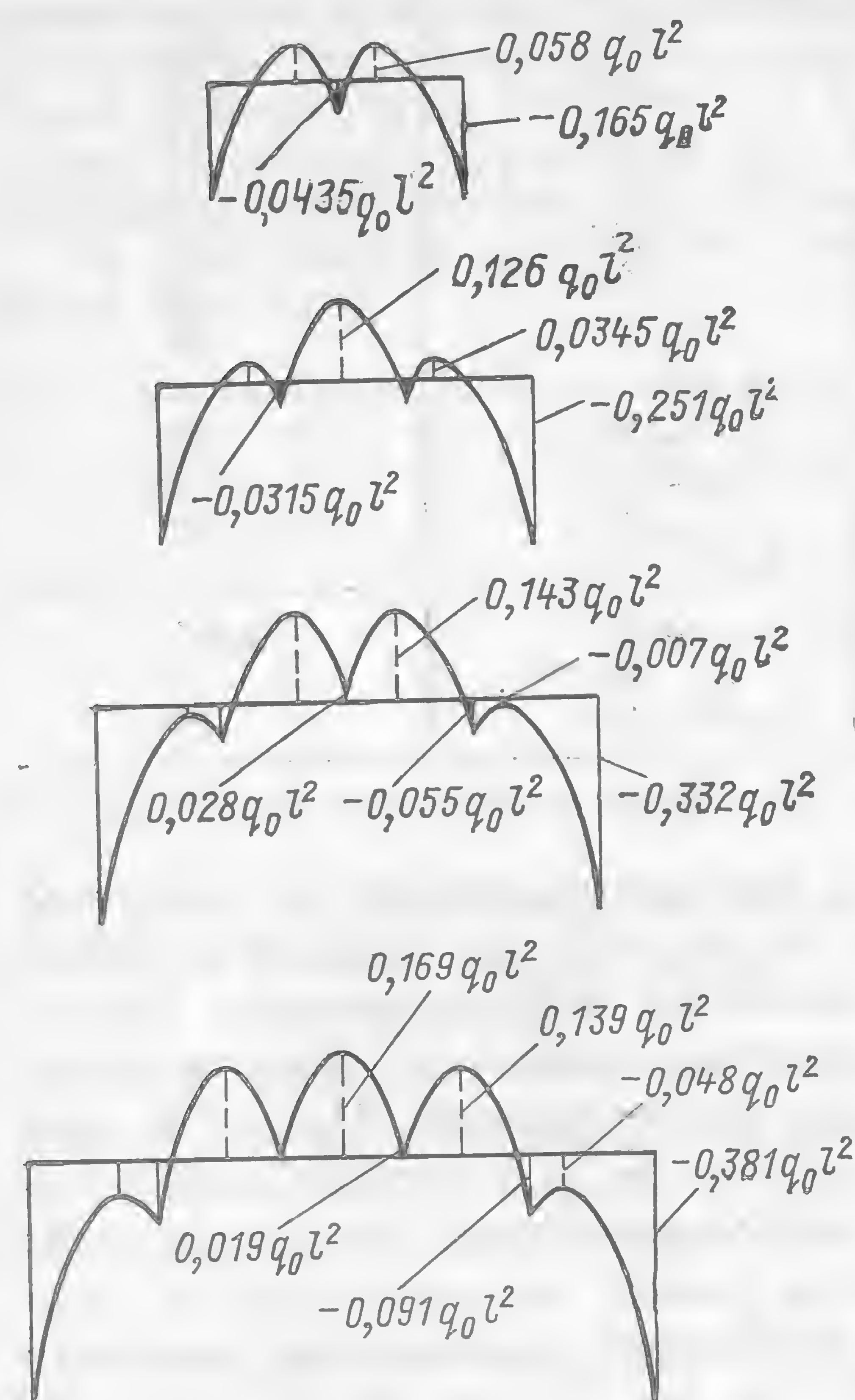


Рис. 4-15. Эпюры изгибающих моментов в жестко-закрепленном на концах прямолинейном паропроводе, опирающемся на пружинные подвески при увеличении весовой нагрузки на 25% по сравнению с расчетной.

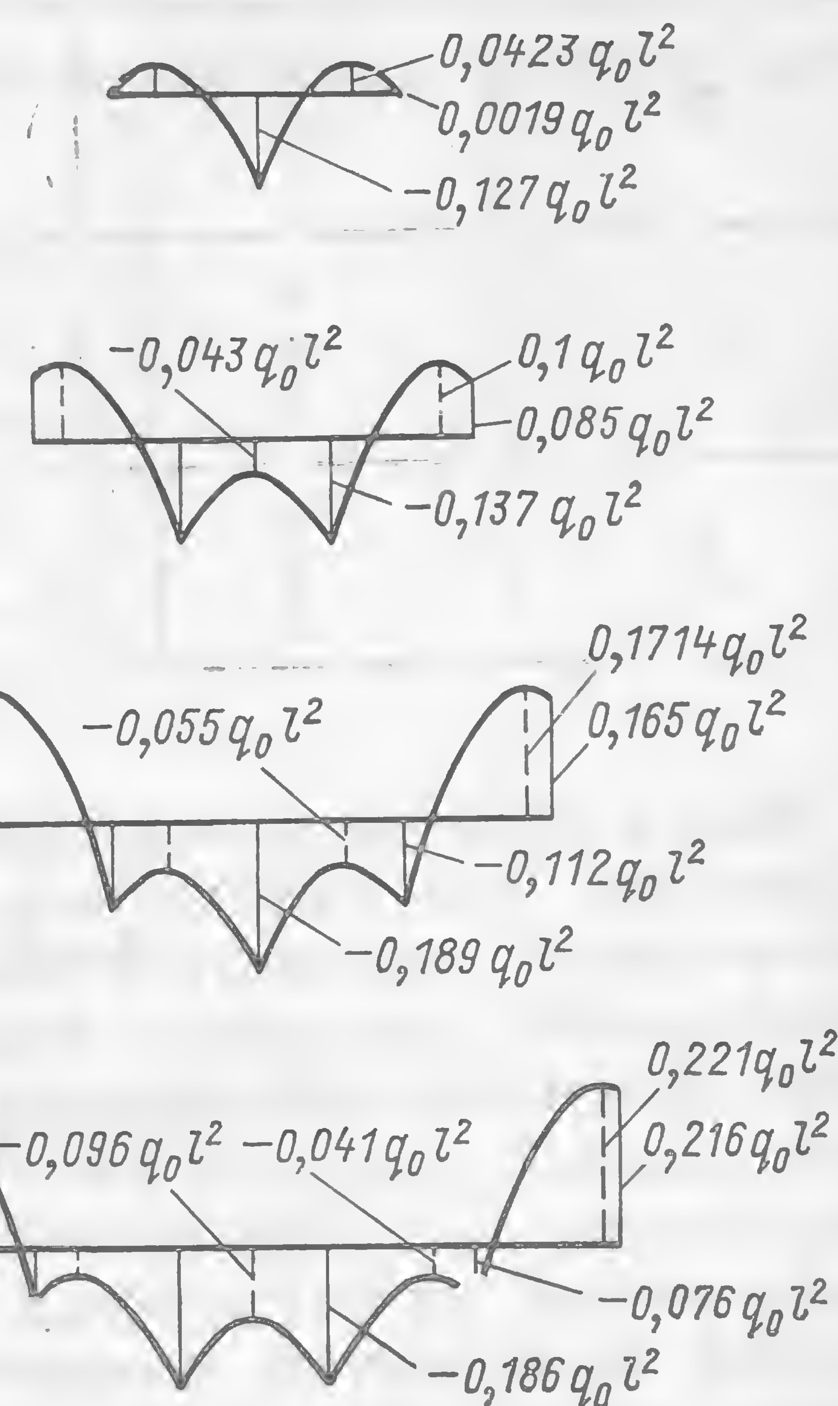


Рис. 4-16. Эпюры изгибающих моментов в жестко-закрепленном на концах прямолинейном паропроводе, опирающемся на пружинные подвески, при уменьшении весовой нагрузки на 25% по сравнению с расчетной.

Для осуществления правильной регулировки опорных пружин паропроводов необходимо знать оптимальные реакции опор, обеспечивающие наименьшие значения моментов от весовой нагрузки в рабочем состоянии паропровода. Ввиду перемещения трассы за счет температурной деформации при остывании паропровода реакции подвесок и опор изменяются и в холодном состоянии эпюра моментов отклонится от оптимальной, но это не должно вызывать беспокойства, поскольку прочностные характеристики металла в холодном состоянии трубопровода выше.

Идеальная эпюра изгибающих моментов от весовой нагрузки, подобная изображенной на рис. 4-1, может быть достигнута лишь при расположении подвесок на равных расстояниях одна от другой. В большинстве случаев подвески приходится располагать на трассе с отклонениями от этого условия с учетом мест расположения колонн, балок и других строительных конструкций главного здания электростанции, используемых при подвеске и опирании паропроводов.

Разработанные программы расчета на ЭВМ паропроводных трасс на самокомпенсацию температурных удлинений обычно включают в себя также и расчет изгибающих и крутящих моментов и напряжений от весовой нагрузки. В качестве результата машины выдают наряду с приведенными напряжениями величину оптимальной затяжки опорных пружин.

Как уже говорилось выше, кроме уточненных машинных требуются также упрощенные безмашинные методы приближенного расчета. До настоящего времени отсутствовал практически удобный метод приближенного расчета изгибающих и крутящих моментов от весовой нагрузки паропроводов. Здесь приводится описание такого разработанного в МЭИ метода. Он базируется на применении метода сил с каноническими уравнениями:

$$\left.\begin{aligned}\delta_{11}X_1+\delta_{12}X_2+\delta_{13}X_3+\Delta_{1p}=0;\\ \delta_{21}X_1+\delta_{22}X_2+\delta_{23}X_3+\Delta_{2p}=0;\\ \delta_{31}X_1+\delta_{32}X_2+\delta_{33}X_3+\Delta_{3p}=0.\end{aligned}\right\} \quad (4\text{-}55)$$

Коэффициенты δ_{ij} и свободные члены Δ_{ip} в уравнениях (4-55) для пространственной системы при наличии как изгибающих, так и крутящих моментов, представляют собой суммы интегралов:

$$\delta_{ij}=\frac{1}{EI}\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}_{i\text{и}}\overline{M}_{j\text{и}}dl+\frac{1}{GI_p}\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}_{i\text{к}}\overline{M}_{j\text{к}}dl; \quad (4\text{-}56)$$

$$\Delta_{ip}=\frac{1}{EI}\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}(M_{q\text{и}}+M_{s\text{и}})\overline{M}_{i\text{и}}dl+\frac{1}{GI_p}\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}(M_{q\text{к}}+M_{s\text{к}})\overline{M}_{i\text{к}}dl, \quad (4\text{-}57)$$

где $I=\frac{\pi}{64}(d^4_{\text{н}}-d^4_{\text{в}})$, $I_p=2I$ — экваториальный и полярный моменты инерции поперечного сечения трубы; $G=E/[2(1+\nu)]$ — модуль сдвига; индексом «и» обозначены изгибающие, а индексом «к» — крутящие моменты; индекс q означает, что момент вызван равномерно распределенной весовой нагрузкой q; индекс s — реакциями промежуточных опор; $\overline{M}$ (с чертой наверху) — моменты от единичных обобщенных сил, приложенных на раскрепляемом конце трассы.

После сокращения общих множителей коэффициенты и свободные члены в уравнениях (4-55) могут определяться по формулам:

$$\delta_{11}=\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}^2_{1\text{и}}dl+(1+\nu)\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}^2_{1\text{к}}dl;$$

$$\delta_{12}=\delta_{21}=\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}_{1\text{и}}\overline{M}_{2\text{и}}dl+(1+\nu)\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}_{1\text{к}}\overline{M}_{2\text{к}}dl;$$

$$\delta_{13}=\delta_{31}=\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}_{1\text{и}}\overline{M}_{3\text{и}}dl+(1+\nu)\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}_{1\text{к}}\overline{M}_{3\text{к}}dl;$$

$$\delta_{22}=\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}^2_{2\text{и}}dl+(1+\nu)\sum_{m=1}^{m=n}\int_0^{l_m}\overline{M}^2_{2\text{к}}dl;$$

$$
\left.
\begin{aligned}
\delta_{33} &= \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{3\text{и}} dl + (1+\nu) \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{3\text{к}} dl;\\
\Delta_{1p} &= \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} (M_{q\text{и}} + M_{s\text{и}}) \overline{M}_{1\text{и}} dl +\\
&+ (1+\nu) \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} (M_{q\text{к}} + M_{s\text{к}}) \overline{M}_{1\text{к}} dl;\\
\Delta_{2p} &= \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} (M_{q\text{и}} + M_{s\text{и}}) \overline{M}_{2\text{и}} dl +\\
&+ (1+\nu) \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} (M_{q\text{к}} + M_{s\text{к}}) \overline{M}_{2\text{к}} dl;\\
\Delta_{3p} &= \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} (M_{q\text{и}} + M_{s\text{и}}) \overline{M}_{3\text{и}} dl +\\
&+ (1+\nu) \sum_{m=1}^{m=n} \int_0^{l_m} (M_{q\text{к}} + M_{s\text{к}}) \overline{M}_{3\text{к}} dl.
\end{aligned}
\right\} \qquad (4\text{-}58)
$$

В данном случае $\delta_{23}=\delta_{32}=0$, за счет чего система уравнений (4-55) упрощается.

Вывод расчетных формул выполнен применительно к неразветвленной пространственной паропроводной трассе. С целью упрощения расчетов все дуговые элементы трассы заменяются прямыми углами, а прямолинейные наклонные — катетами, коллинеарными с координатными осями. Это вносит лишь небольшую (не более 10%) погрешность в общие результаты расчетов. Для единообразия терминологии прямолинейные отрезки трасс (между углами) будут в дальнейшем именоваться участками, а их составные части между точками приложения сосредоточенных сил (между пружинными и иными опорами) — элементами.

Вертикальные участки трасс не добавляют новых изгибающих или крутящих моментов к общей эпюре моментов от вертикально действующих весовых нагрузок и их роль сводится здесь лишь к передаче моментов от одного горизонтального участка другому и к дополнительной сосредоточенной нагрузке на трассу. Тогда появляется возможность упростить расчетную схему паропровода, превратив ее в плоско-горизонтальную путем сжатия вертикальных участков в точки и замены их действия соответствующими направленными вниз сосредоточенными весовыми нагрузками qw_i и направленными вверх реакциями подвесок S_{wi} (если последние на вертикальных участках имеются). В результате рассматриваемая исходная паропроводная трасса (рис. 4-17,*а*) преобразуется в расчетную плоскую трассу с чередующимися по направлениям горизонтальными участками, ориентированными параллельно осям OX или OY.

Длины вертикальных участков на исходной схеме трассы обозначены w_i с соответствующим индексом, длины горизонтальных участков, ориентированных по оси OX обозначены u_i, а участков, ориентированных по оси OY, v_i.

Если в исходной трассе два или несколько одинаково ориентированных горизонтальных участков разделены вертикальными, в условной трассе (рис. 4-17,*б*) все они заменяются одним горизонтальным участком необходимой ориентации с приложенными к нему сосредоточенными силами qw_i и S_{ij} в местах расположения вертикальных участков и промежуточных опор.

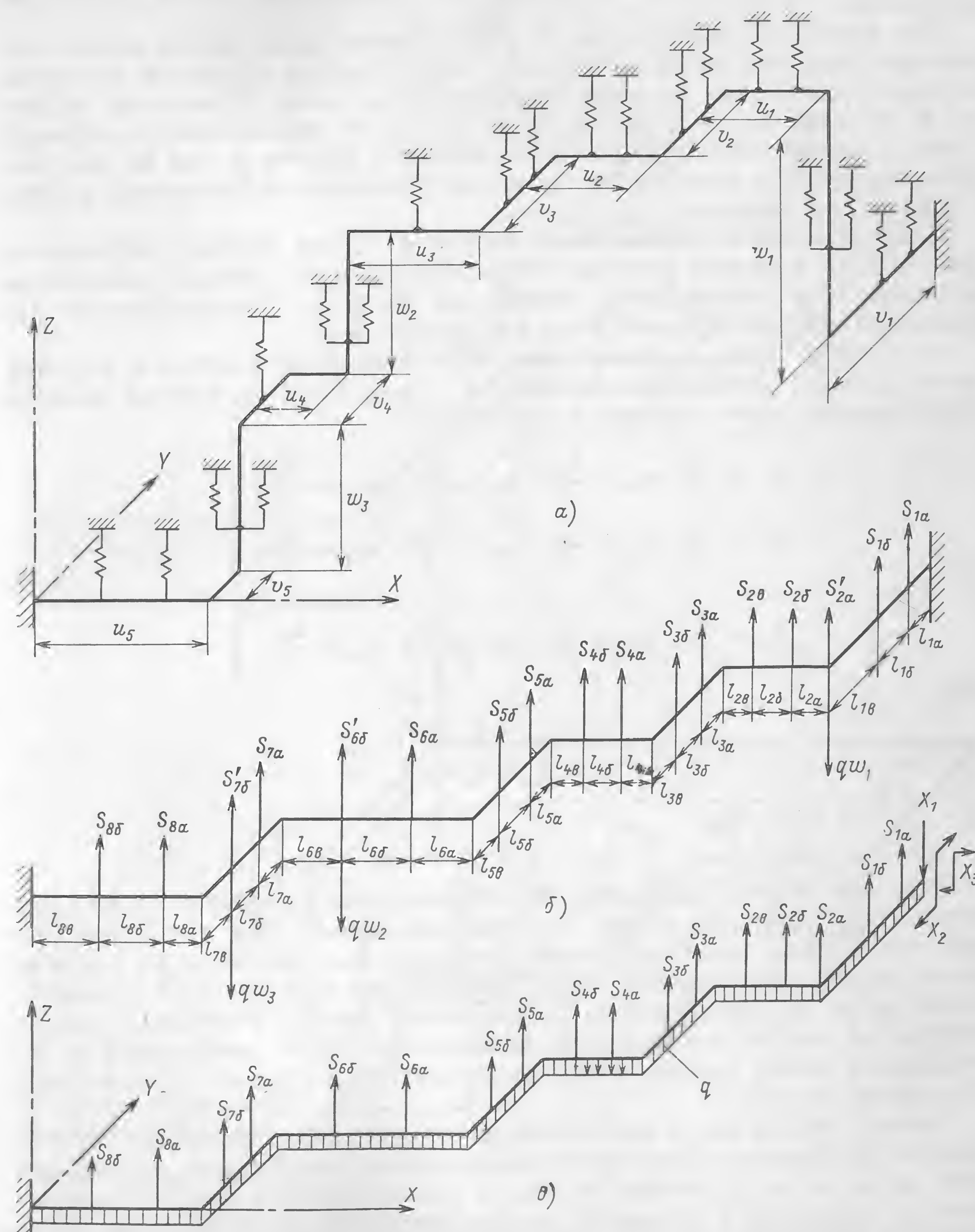


Рис. 4-17. Преобразование реальной схемы пространственного неразветвленного трубопровода в расчетную схему для определения моментов от весовой нагрузки.

а — реальная пространственная схема трассы со спрямленными дуговыми элементами; *б* — преобразование пространственной схемы трассы в условную плоскую с заменой весовых нагрузок вертикальных участков сосредоточенными силами qw_i, а реакций подвесок силами S_{ij}; *в* — расчетная плоская схема трассы с окончательной нумерацией реакций.

Расчетные формулы были выведены применительно к расчетной трассе с четным количеством участков. Если трасса содержит нечетное количество участков, для сохранения тех же расчетных формул предлагается добавить к ней еще один (первый) горизонтальный участок, ориентированный одинаково с другими нечетными участками. Принимая далее для него $l_1 \longrightarrow 0$, получаем упрощение расчетных формул за счет выпадения соответствующих членов при сохранении общей структуры уравнений.

Для расчетной трассы (рис. 4-17,*в*) вводится далее новая единая нумерация участков и их элементов, образующихся делением участков точками приложения реакций промежуточных опор. Нумерация участков и реакций S_{ij} ведется по ходу трассы от условно-раскрепленного конца к закрепленному. В пределах каждого участка в том же направлении элементы и реакции S_{ij} имеют дополнительный буквенный индекс в алфавитном порядке.

Левая концевая неподвижная (мертвая) опора трассы сохраняется (рис. 4-17,*в*), а правая условно отбрасывается и ее действие заменяется реакцией X_1 и реактивными моментами X_2 и X_3. Положительные направления реакций принимаются, как на рис. 4-17.

Обозначив через L сумму длин всех элементов расчетной плоской трассы $L = l_{1а}+l_{1б}+l_{1в}+l_{2а}+l_{2б}+l_{2в}+\ \dots\ +l_{8а}+l_{8б}+l_{8в}$, введем понятие относительных длин участков и элементов:

$$\left.\begin{aligned} &\alpha_1 = \frac{l_1}{L};\ \alpha_{1а} = \frac{l_{1а}}{L};\ \alpha_{1б} = \frac{l_{1б}}{L};\ \alpha_{1в} = \frac{l_{1в}}{L};\\ &\alpha_2 = \frac{l_2}{L};\ \alpha_{2а} = \frac{l_{2а}}{L};\ \alpha_{2б} = \frac{l_{2б}}{L};\ \alpha_{2в} = \frac{l_{2в}}{L};\\ &\dots\dots\dots\dots\dots\dots\dots\\ &\alpha_8 = \frac{l_8}{L};\ \alpha_{8а} = \frac{l_{8а}}{L};\ \alpha_{8б} = \frac{l_{8б}}{L};\ \alpha_{8в} = \frac{l_{8в}}{L},\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}59)$$

где

$$\begin{aligned} &l_1 = l_{1а}+l_{1б}+l_{1в};\\ &l_2 = l_{2а}+l_{2б}+l_{2в};\\ &\dots\dots\dots\\ &l_8 = l_{8а}+l_{8б}+l_{8в}.\end{aligned}$$

Равномерно распределенная весовая нагрузка q включает в себя вес металла трубопровода и его тепловой изоляции. Для трубопроводов воды она должна включать в себя дополнительно вес воды на единицу длины трассы. За положительное направление для реакций промежуточных опор S_{ij} принимается направление вверх. Расчетная трасса снабжается системой координат. Начало координат помещается в закрепленном конце трассы, а оси направляются в сторону условно-раскрепленного конца.

Участки трассы могут иметь положительную или отрицательную ориентацию. Условимся считать за положительное направление ориентации такое, когда по пути обхода трассы от раскрепленного конца к закрепленному движение в пределах рассматриваемого участка происходит против направления соответствующей координатной оси. Противоположное направление ориентации будет считаться отрицательным. Например, у трассы, изображенной на рис. 4-17, все участки ориентированы положительно. У трассы на рис. 4-18,*а* отрицательную ориентацию имеют участки № 2 и 4. На рис. 4-18,*б* отрицательно ориентированы участки

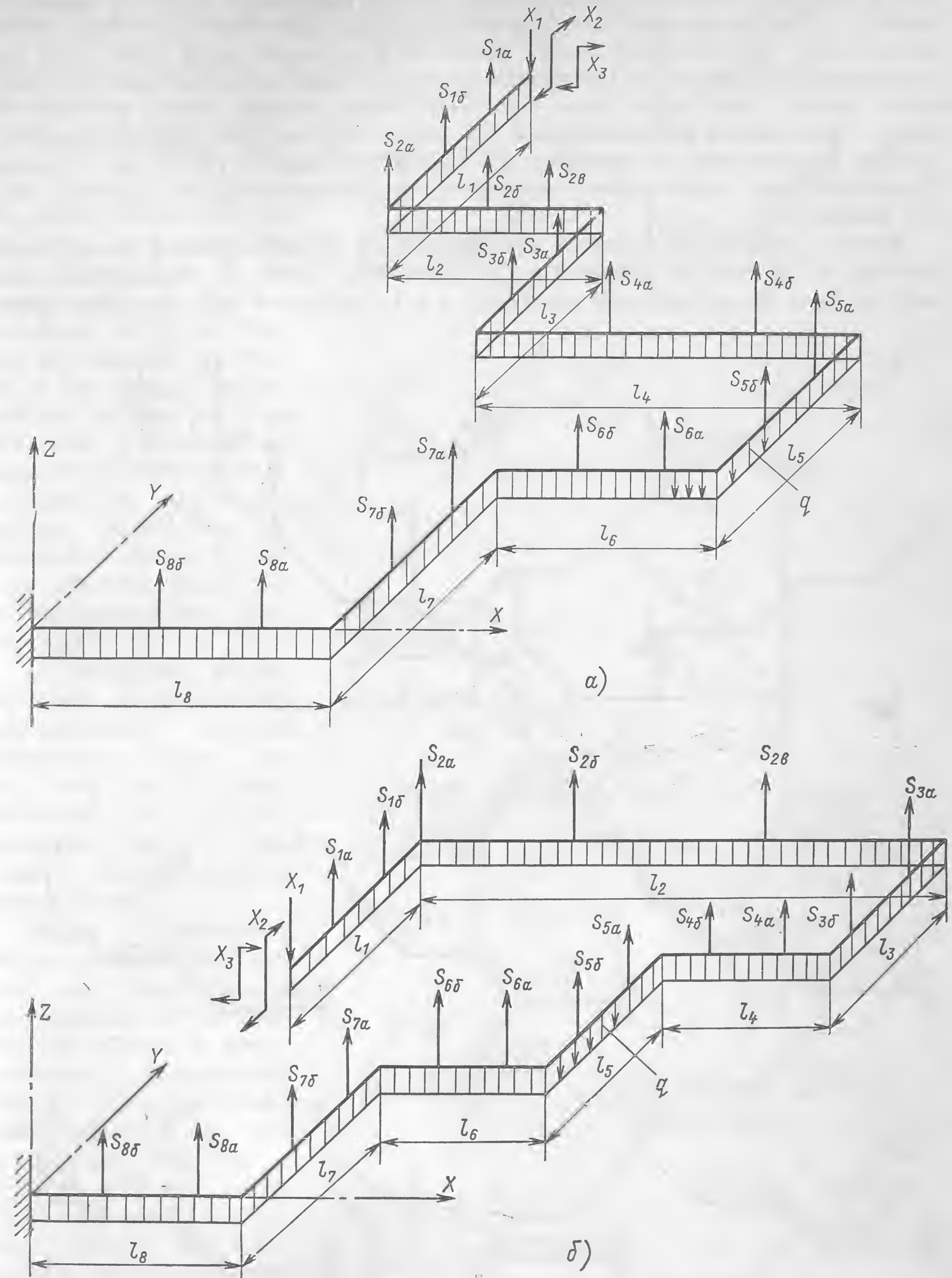


Рис. 4-18. Примеры расчетных схем трубопроводных трасс для определения моментов от весовой нагрузки с отрицательной ориентацией части участков.

а — трасса с отрицательно ориентированными вторым и четвертым участками; *б* — трасса с отрицательно ориентированными первым и вторым участками; обозначения те же, что и на рис. 4-17.

№ 1 и 2. Для учета ориентации участков в расчетных формулах выделяются «плечевые» члены, знак которых зависит от направления ориентации участка. «Плечевые» сомножители в формулах взяты в круглые скобки и имеют за скобкой верхний индекс «п». При положительной ориентации участка «плечевой» сомножитель имеет знак плюс, при отрицательной — минус. «Плечевых» сомножителей в каждом члене формулы может быть один или два. Некоторые члены могут вообще не иметь «плечевых» сомножителей. В таком случае они всегда положительны независимо от ориентации соответствующих участков трассы. Перемножение «плечевых» сомножителей производится по правилу знаков алгебры.

Вывод расчетных формул базируется на перемножении эпюр изгибающих и крутящих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$, единичных моментов $\overline{X}_2$ и $\overline{X}_3$, от весовой нагрузки q и от реакций опор S_{ij}. При перемножении эпюр использовалось правило Верещагина. Для упрощения задачи при построении эпюр моментов от весовой нагрузки q последняя разбивалась на участки и ее действие рассматривалось по составляющим. Аналогично строились эпюры моментов от каждой реакции S_{ij} по отдельности, после чего производилось суммирование.

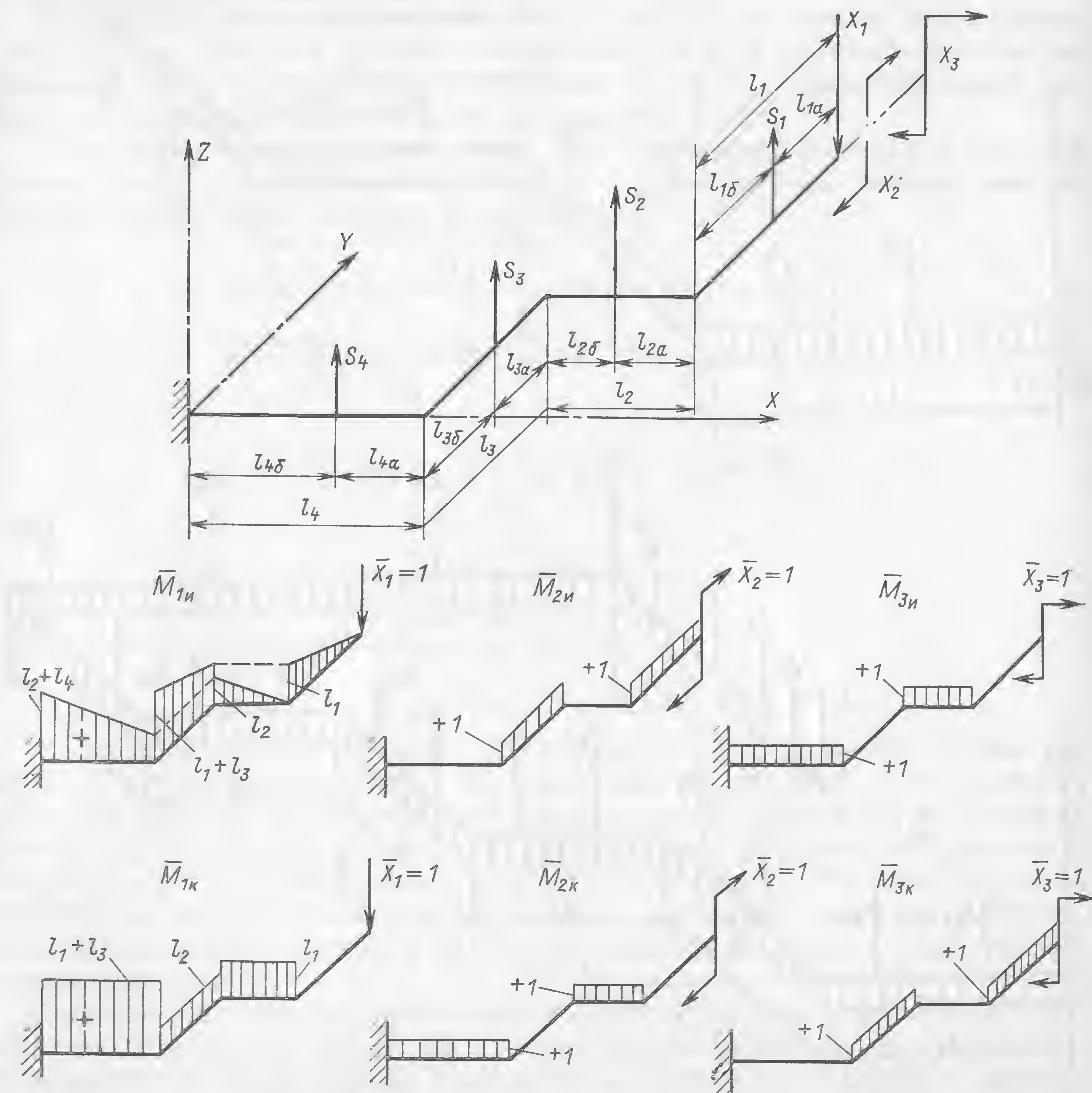


Рис. 4-19. Графическое изображение эпюр моментов от единичных обобщенных реакций условно раскрепляемого конца для трассы с четырьмя положительно ориентированными участками, расчетная схема которой дана сверху.

$\overline{M}_{1и}$, $\overline{M}_{2и}$, $\overline{M}_{3и}$ — эпюры изгибающих моментов от единичных сил; $\overline{M}_{1к}$, $\overline{M}_{2к}$, $\overline{M}_{3к}$ — эпюры крутящих моментов.

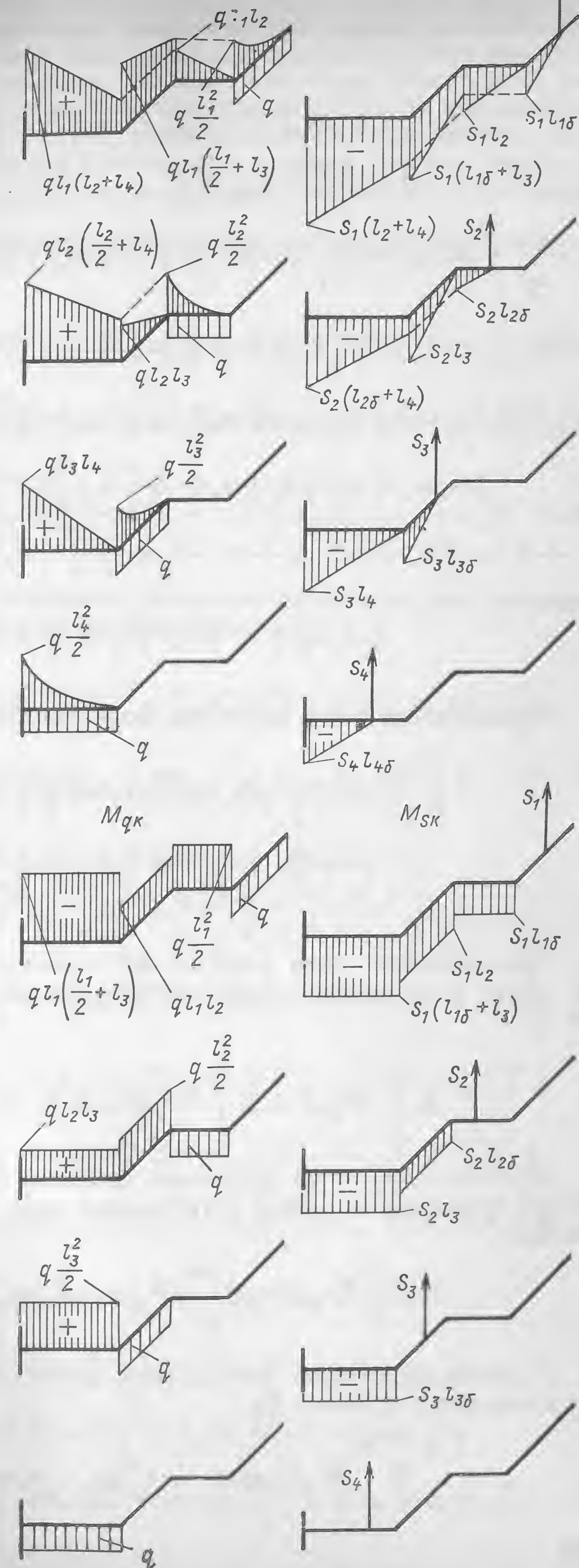


Рис. 4-20. Эпюры моментов от внешних нагрузок к расчету на весовую нагрузку трассы с четырьмя положительно ориентированными участками.

$M_{qи}$ и $M_{qк}$ — изгибающие и крутящие моменты от весовой нагрузки; $M_{sи}$ и $M_{sк}$ — изгибающие и крутящие моменты реакций подвесок.

В качестве иллюстрации графического изображения эпюры моментов даны на рис. 4-19 и 4-20 применительно к трассе, имеющей четыре участка с положительной ориентацией.

Ниже приводится сводка расчетных формул для определения коэффициентов и свободных членов в канонических уравнениях (4-55). При расчетах коэффициентов δ_{ij} все слагаемые берутся с общим знаком плюс. При подсчетах свободных членов Δ_{ip} слагаемые, обусловленные весовой нагрузкой q, берутся с общим знаком плюс, а обусловленные реакциями опор S_{ij} — с общим знаком минус. Дополнительно

учитываются знаки, обусловленные «плечевыми» сомножителями. Приводимые ниже расчетные формулы даны для трассы с восемью участками. Если трасса имеет более восьми участков, следующие слагаемые записываются по аналогии и в соответствии с закономерностями построения, вытекающими из записанных формул.

Ниже следует формула для расчета произведения эпюр изгибающих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$:

$$\sum_m \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{1и} dl = L^3 \left[\alpha_1 (\alpha_1)^п \left(\frac{\alpha_1}{3}\right)^п + \alpha_2 (\alpha_2)^п \left(\frac{\alpha_2}{3}\right)^п + \alpha_3 (\alpha_3)^п \left(\frac{\alpha_1}{2} + \frac{\alpha_3}{3}\right)^п + \right.$$

$$+ \alpha_3 (\alpha_1)^п \left(\alpha_1 + \frac{\alpha_3}{2}\right)^п + \alpha_4 (\alpha_4)^п \left(\frac{\alpha_2}{2} + \frac{\alpha_4}{3}\right)^п + \alpha_4 (\alpha_2)^п \left(\alpha_2 + \frac{\alpha_4}{2}\right)^п + \alpha_5 (\alpha_5)^п \times$$

$$\times \left(\frac{\alpha_1 + \alpha_3}{2} + \frac{\alpha_5}{3}\right)^п + \alpha_5 (\alpha_1 + \alpha_3)^п \left(\alpha_1 + \alpha_3 + \frac{\alpha_5}{2}\right)^п + \alpha_6 (\alpha_6)^п \left(\frac{\alpha_2 + \alpha_4}{2} + \frac{\alpha_6}{3}\right)^п +$$

$$+ \alpha_6 (\alpha_2 + \alpha_4)^п \left(\alpha_2 + \alpha_4 + \frac{\alpha_6}{2}\right)^п + \alpha_7 (\alpha_7)^п \left(\frac{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5}{2} + \frac{\alpha_7}{3}\right)^п +$$

$$+ \alpha_7 (\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5)^п \left(\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5 + \frac{\alpha_7}{2}\right)^п + \alpha_8 (\alpha_8)^п \left(\frac{\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6}{2} + \frac{\alpha_8}{3}\right)^п +$$

$$\left. + \alpha_8 (\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6)^п \left(\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6 + \frac{\alpha_8}{2}\right)^п \right]. \qquad (4\text{-}60)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$

$$\Sigma \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{1к} dl = L^3 \{\alpha_2 [(\alpha_1)^п]^2 + \alpha_3 [(\alpha_2)^п]^2 + \alpha_4 [(\alpha_1 + \alpha_3)^п]^2 +$$

$$+ \alpha_5 [(\alpha_2 + \alpha_4)^п]^2 + \alpha_6 [(\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5)^п]^2 +$$

$$+ \alpha_7 [(\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6)^п]^2 + \alpha_8 [(\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5 + \alpha_7)^п]^2\}. \qquad (4\text{-}61)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от единичного момента $\overline{X}_2$ равно произведению эпюр крутящих моментов от единичного момента $\overline{X}_3$:

$$\Sigma \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{2и} dl = \Sigma \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{3к} dl = L (\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5 + \alpha_7). \qquad (4\text{-}62)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от единичного момента $\overline{X}_2$ равно произведению эпюр изгибающих моментов от единичного момента $\overline{X}_3$:

$$\Sigma \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{2к} dl = \Sigma \int_0^{l_m} \overline{M}^2_{3и} dl = L (\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8). \qquad (4\text{-}63)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$ и от единичного момента $\overline{X}_2$

$$\Sigma \int_0^{l_m} \overline{M}_{1и} \overline{M}_{2и} dl = \frac{1}{2} L^2 [(\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5 + \alpha_7)^п]^2. \qquad (4\text{-}64)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$ и от единичного момента $\overline{X}_2$

$$\Sigma \int_0^{l_m} M_{1к} M_{2к} dl = L^2 [\alpha_2 (\alpha_1)^п + \alpha_4 (\alpha_1 + \alpha_3)^п + \alpha_6 (\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5)^п +$$

$$+ \alpha_8 (\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5 + \alpha_7)^п]. \qquad (4\text{-}65)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$ и от единичного момента $\overline{X}_3$

$$\Sigma \int_0^{l_m} M_{1и} M_{3и} dl = \frac{1}{2} L^2 [(\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6 + \alpha_8)^п]^2. \qquad (4\text{-}66)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от единичной силы $\overline{X}_1$ и от единичного момента $\overline{X}_3$

$$\Sigma \int_0^{l_m} M_{1к} M_{3к} dl = L^2 [\alpha_3 (\alpha_2)^п + \alpha_5 (\alpha_2 + \alpha_4)^п + \alpha_7 (\alpha_2 + \alpha_4 + \alpha_6)^п]. \qquad (4\text{-}67)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от равномерно распределенной весовой нагрузки q и от единичной силы $\overline{X}_1$

$$\Sigma \int_0^{l_m} M_{qи} \overline{M}_{1и} dl = qL^4 \left\{ \alpha^2_1 (\alpha_1)^п \left(\frac{\alpha_1}{8}\right)^п + \alpha^2_2 (\alpha_2)^п \left(\frac{\alpha_2}{8}\right)^п + \alpha_1 \alpha_2 (\alpha_2)^п \left(\frac{\alpha_2}{3}\right)^п + \right.$$

$$+ \alpha^2_3 (\alpha_3)^п \left(\frac{\alpha_1}{6} + \frac{\alpha_3}{8}\right)^п + (\alpha_1 + \alpha_2) \alpha_3 (\alpha_3)^п \left(\frac{\alpha_1}{2} + \frac{\alpha_3}{3}\right)^п +$$

$$+ \alpha_3 \left[\alpha_1 \left(\frac{\alpha_1}{2}\right)^п\right] \left(\alpha_1 + \frac{\alpha_3}{2}\right)^п + \alpha^2_4 (\alpha_4)^п \left(\frac{\alpha_2}{6} + \frac{\alpha_4}{8}\right)^п +$$

$$+ (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3) \alpha_4 (\alpha_4)^п \left(\frac{\alpha_2}{2} + \frac{\alpha_4}{3}\right)^п + \alpha_1 \left[\alpha_1 (\alpha_2)^п + \alpha_2 \left(\frac{\alpha_2}{2}\right)^п\right] \times$$

$$\times \left(\alpha_2 + \frac{\alpha_4}{2}\right)^п + \alpha^2_5 (\alpha_5)^п \left(\frac{\alpha_1 + \alpha_3}{6} + \frac{\alpha_5}{8}\right)^п +$$

$$+ (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4) \alpha_5 (\alpha_5)^п \left(\frac{\alpha_1 + \alpha_3}{2} + \frac{\alpha_5}{3}\right)^п + \alpha_5 \left[\alpha_1 \left(\frac{\alpha_1}{2} + \alpha_3\right)^п + \right.$$

$$\left. + \alpha_2 (\alpha_3)^п + \alpha_3 \left(\frac{\alpha_3}{2}\right)^п\right] \left(\alpha_1 + \alpha_3 + \frac{\alpha_5}{2}\right)^п + \alpha^2_6 (\alpha_6)^п \left(\frac{\alpha_2 + \alpha_4}{6} + \frac{\alpha_6}{8}\right)^п +$$

$$+ (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4 + \alpha_5) \alpha_6 (\alpha_6)^п \left(\frac{\alpha_2 + \alpha_4}{2} + \frac{\alpha_6}{3}\right)^п + \alpha_6 \left[\alpha_1 (\alpha_2 + \alpha_4)^п + \right.$$

$$\left. + \alpha_2 \left(\frac{\alpha_2}{2} + \alpha_4\right)^п + \alpha_3 (\alpha_4)^п + \alpha_4 \left(\frac{\alpha_4}{2}\right)^п\right] \left(\alpha_2 + \alpha_4 + \frac{\alpha_6}{2}\right)^п +$$

$$+ \alpha^2_7 (\alpha_7)^п \left(\frac{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5}{6} + \frac{\alpha_7}{8}\right)^п + (\alpha_1 + \alpha_2 + \alpha_3 + \alpha_4 + \alpha_5 +$$

$$+ \alpha_6) \alpha_7 (\alpha_7)^п \left(\frac{\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5}{2} + \frac{\alpha_7}{3}\right)^п + \alpha_7 \left[\alpha_1 \left(\frac{\alpha_1}{2} + \alpha_3 + \alpha_5\right)^п + \right.$$

$$\left. + \alpha_2 (\alpha_3 + \alpha_5)^п + \alpha_3 \left(\frac{\alpha_3}{2} + \alpha_5\right)^п + \alpha_4 (\alpha_5)^п + \alpha_5 \left(\frac{\alpha_5}{2}\right)^п\right] \left(\alpha_1 + \alpha_3 + \alpha_5 + \frac{\alpha_7}{2}\right)^п +$$

$$+\alpha^2_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{6}+\frac{\alpha_8}{8}\right)^{\text{п}}+(\alpha_1+\alpha_2+\alpha_3+\ldots+\alpha_7)\times$$

$$\times\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4+\alpha_6\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_3(\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+\ldots+\alpha_6\left(\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}. \qquad (4\text{-}68)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от равномерно распределенной весовой нагрузки q и от единичной силы $\overline{X}_1$

$$\Sigma\int_0^{l_m} M_{q\text{к}}\overline{M}_{1\text{к}}dl = qL^4\Big\{\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}\right)^{\text{п}}\alpha_2(\alpha_1)^{\text{п}}+\left[\alpha_1(\alpha_2)^{\text{п}}+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}\right)^{\text{п}}\right]\alpha_3(\alpha_2)^{\text{п}}+$$

$$+\left[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3)^{\text{п}}+\alpha_3\left(\frac{\alpha_3}{2}\right)^{\text{п}}\right]\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_4)^{\text{п}}+\alpha_4\left(\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+$$

$$+\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3+\alpha_5\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_3\left(\frac{\alpha_3}{2}+\alpha_5\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_5)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_5\left(\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4+\alpha_6\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_3(\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+\ldots+\alpha_6\left(\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+$$

$$+\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+\ldots$$

$$\ldots+\alpha_7\left(\frac{\alpha_7}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\Big\}. \qquad (4\text{-}69)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от равномерно распределенной весовой нагрузки q и от единичного момента $\overline{X}_2$

$$\Sigma\int_0^{l_m}\overline{M}_{q\text{и}}\overline{M}_{2\text{и}}dl = qL^3\Big\{\frac{\alpha^2_1}{2}\frac{\alpha_1}{3}+\frac{\alpha^2_3}{2}\left(\alpha_1+\alpha_2+\frac{\alpha_3}{3}\right)+(\alpha_3)^{\text{п}}\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}\right)^{\text{п}}+$$

$$+\frac{\alpha^2_5}{2}\left(\alpha_1+\alpha_2+\alpha_3+\alpha_4+\frac{\alpha_5}{3}\right)+(\alpha_5)^{\text{п}}\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3)^{\text{п}}+\alpha_3\left(\frac{\alpha_3}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+$$

$$+\frac{\alpha^2_7}{2}\left(\alpha_1+\alpha_2+\alpha_3+\ldots+\frac{\alpha_7}{3}\right)+(\alpha_7)^{\text{п}}\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3+\alpha_5\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_2(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\ldots+\alpha_5\left(\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\Big\}. \qquad (4\text{-}70)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от равномерно распределенной весовой нагрузки q и от единичного момента $\overline{X}_2$

$$\Sigma\int_0^{l_m}M_{q\text{к}}\overline{M}_{2\text{к}}dl=qL^3\Big\{\alpha_2\left[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}\right)^{\text{п}}\right]+\alpha_4\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_3\left(\frac{\alpha_3}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+\alpha_6\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3+\alpha_5\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_3\left(\frac{\alpha_3}{2}+\alpha_5\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_4(\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_5\left(\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+\alpha_8\Big[\alpha_1\left(\frac{\alpha_1}{2}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_3\left(\frac{\alpha_3}{2}+\alpha_5+\alpha_7\right)^{\text{п}}+\ldots+\alpha_7\left(\frac{\alpha_7}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\Big\}. \qquad (4\text{-}71)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от равномерно распределенной весовой нагрузки q и от единичного момента $\overline{X}_3$

$$\Sigma\int_0^{l_m}M_{q\text{и}}\overline{M}_{3\text{и}}dl=qL^3\Big\{\frac{\alpha^2_2}{2}\left(\alpha_1+\frac{\alpha_2}{3}\right)+\frac{\alpha^2_4}{2}\left(\alpha_1+\alpha_2+\alpha_3+\frac{\alpha_4}{3}\right)+$$

$$+(\alpha_4)^{\text{п}}\Big[\alpha_1(\alpha_2)^{\text{п}}+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+\frac{\alpha^2_6}{2}\left(\alpha_1+\alpha_2+\alpha_3+\alpha_4+\alpha_5+\frac{\alpha_6}{3}\right)+$$

$$+(\alpha_6)^{\text{п}}\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_4)^{\text{п}}+\alpha_4\left(\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+$$

$$+\frac{\alpha^2_8}{2}\left(\alpha_1+\alpha_2+\alpha_3+\ldots+\frac{\alpha_8}{3}\right)+(\alpha_8)^{\text{п}}\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4+\alpha_6\right)^{\text{п}}+\ldots+\alpha_6\left(\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\Big\}. \qquad (4\text{-}72)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от равномерно распределенной весовой нагрузки q и от единичного момента $\overline{X}_3$

$$\Sigma\int_0^{l_m}M_{q\text{к}}\overline{M}_{3\text{к}}dl=qL^3\Big\{\alpha_3\Big[\alpha_1(\alpha_2)^{\text{п}}+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+\alpha_5\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_4)^{\text{п}}+\alpha_4\left(\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}\Big]+\alpha_7\Big[\alpha_1(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_2\left(\frac{\alpha_2}{2}+\alpha_4+\alpha_6\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}+\ldots+\alpha_6\left(\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}\Big]\Big\}. \qquad (4\text{-}73)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от сосредоточенных реакций подвесок S_{ij} и единичной силы $\overline{X}_1$ представляет собой сумму комплексов, получаемых путем перемножения отдельных реакций на группы членов, стоящих во внутренних фигурных скобках, умноженную на куб длины трассы. Для удобства чтения вся формула (4-74) разбита на части (4-74а), (4-74б), (4-74в) ..., которые суммируют, объединяют внешними фигурными скобками и умножают на L^3. Ниже следует эта комплексная формула:

$$\Sigma\int_0^{l_m}M_{S\text{и}}\overline{M}_{1\text{и}}dl=L^3\Big\{\Big\{\overline{(\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}})}\,\overline{(\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}})}^{\text{п}}\left(\frac{\overline{\alpha_{1\text{а}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_2(\alpha_2)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_3)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1}{2}+\frac{\alpha_3}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_3\overline{(\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}})}^{\text{п}}\times$$

$$\times\left(\alpha_1+\frac{\alpha_3}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{2}+\frac{\alpha_4}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_2)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3)^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+$$

$$+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}(\alpha_1+ \qquad (4\text{-}74\text{а})$$

$$
\begin{aligned}
&+\alpha_3+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_8(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{1\text{а}}+
\end{aligned}
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{\overline{\alpha_{1\text{в}}}(\overline{\alpha_{1\text{в}}})^{\text{п}}\left(\overline{\frac{\alpha_{1\text{а}}+\alpha_{1\text{б}}}{2}}+\frac{\overline{\alpha_{1\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_2(\alpha_2)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_3)^{\text{п}}\Big(\frac{\alpha_1}{2}+\\
&+\frac{\alpha_3}{3}\Big)^{\text{п}}+\alpha_3(\overline{\alpha_{1\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_1+\frac{\alpha_3}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{2}+\frac{\alpha_4}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_4(\alpha_2)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\overline{\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3)^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\overline{\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\alpha_3+\\
&+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_2+\\
&+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{1\text{в}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{б})
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{\bar\alpha_2(\bar\alpha_2)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_3)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1}{2}+\frac{\alpha_3}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{2}+\frac{\alpha_4}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_4(\bar\alpha_2)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_3)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\\
&+\alpha_3+\frac{\alpha_5}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\bar\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}\Big(\alpha_2+\alpha_4+\\
&+\frac{\alpha_6}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\alpha_3+\\
&+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\bar\alpha_2+\\
&+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{2\text{а}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{в})
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{(\overline{\alpha_{2\text{б}}+\alpha_{2\text{в}}})(\overline{\alpha_{2\text{б}}+\alpha_{2\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\bar{\bar\alpha}_{2\text{а}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{2\text{б}}+\alpha_{2\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_3)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1}{2}+\frac{\alpha_3}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{2}+\frac{\alpha_4}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\overline{\alpha_{2\text{б}}+\alpha_{2\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_2+\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_3)^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{2\text{б}}+\alpha_{2\text{в}}}+\alpha_4)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\\
&+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{2\text{б}}+\alpha_{2\text{в}}}+\alpha_4+\\
&+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{2\text{б}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{г})
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{\bar\alpha_{2\text{в}}(\bar\alpha_{2\text{в}})^{\text{п}}\left(\overline{\overline{\frac{\alpha_{2\text{а}}+\alpha_{2\text{б}}}{2}}}+\frac{\overline{\alpha_{2\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_3(\alpha_3)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1}{2}+\frac{\alpha_3}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{2}+\frac{\alpha_4}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\overline{\alpha_{2\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_2+\frac{\alpha_4}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\\
&+\frac{\alpha_5}{3}\Big)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_3)^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_6(\overline{\alpha_{2\text{в}}}+\alpha_4)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_7(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\Big(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\\
&+\frac{\alpha_8}{3}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{2\text{в}}}+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{2\text{в}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{д})
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{(\overline{\alpha_{3\text{б}}+\alpha_{3\text{в}}})(\overline{\alpha_{3\text{б}}+\alpha_{3\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\bar{\bar\alpha}_{3\text{а}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{3\text{б}}+\alpha_{3\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\Big(\frac{\alpha_2}{2}+\\
&+\frac{\alpha_4}{3}\Big)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\overline{\alpha_{3\text{б}}+\alpha_{3\text{в}}})^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\alpha_3+\\
&+\frac{\alpha_5}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\overline{\alpha_{3\text{б}}+\alpha_{3\text{в}}}+\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\alpha_3+\\
&+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_4+\\
&+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{3\text{а}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{е})
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{\bar\alpha_{3\text{в}}(\bar\alpha_{3\text{в}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\overline{\alpha_{3\text{а}}+\alpha_{3\text{б}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{3\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_4(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2}{2}+\frac{\alpha_4}{3}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\overline{\alpha_{3\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\frac{\alpha_5}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_4)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\\
&+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\overline{\alpha_{3\text{в}}}+\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\\
&+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\Big(\alpha_2+\\
&+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\Big)^{\text{п}}\Big\}S_{3\text{б}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{ж})
$$

$$
\begin{aligned}
&+\Big\{(\overline{\alpha_{4\text{б}}+\alpha_{4\text{в}}})(\overline{\alpha_{4\text{б}}+\alpha_{4\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\bar{\bar\alpha}_{4\text{а}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{4\text{б}}+\alpha_{4\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\times\\
&\times\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{4\text{б}}+\alpha_{4\text{в}}})^{\text{п}}\times\\
&\times\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_5)^{\text{п}}\Big(\alpha_1+\\
&+\alpha_3+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\Big)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{4\text{б}}+\alpha_{4\text{в}}}+\\
&+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\Big\}S_{4\text{а}}+
\end{aligned}
\qquad (4\text{-}74\text{з})
$$

$$+\left\{\overline{\alpha_{4\text{в}}}\,(\overline{\alpha_{4\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\overline{\overline{\alpha_{4\text{а}}+\alpha_{1\text{б}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{4\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_5(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3}{2}+\frac{\alpha_5}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{4\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\frac{\alpha_6}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_5)^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{4\text{в}}}+\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\right\}S_{1\text{б}}+ \tag{4-74и}$$

$$+\left\{(\overline{\alpha_{5\text{б}}+\alpha_{5\text{в}}})(\overline{\alpha_{5\text{б}}+\alpha_{5\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\overline{\overline{\alpha_{5\text{а}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{5\text{б}}+\alpha_{5\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\overline{\alpha_{5\text{б}}+\alpha_{5\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\right\}S_{5\text{а}}+ \tag{4-74к}$$

$$+\left\{\overline{\alpha_{5\text{в}}}\,(\overline{\alpha_{5\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\overline{\overline{\alpha_{5\text{а}}+\alpha_{5\text{б}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{5\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4}{2}+\frac{\alpha_6}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\overline{\alpha_{5\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\frac{\alpha_7}{2}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_6)^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\right\}S_{5\text{б}}+ \tag{4-74л}$$

$$+\left\{(\overline{\alpha_{6\text{б}}+\alpha_{6\text{в}}})(\overline{\alpha_{6\text{б}}+\alpha_{6\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\overline{\overline{\alpha_{6\text{а}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{6\text{б}}+\alpha_{6\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\times\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{6\text{б}}+\alpha_{6\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\right\}S_{6\text{а}}+ \tag{4-74м}$$

$$+\left\{\overline{\alpha_{6\text{в}}}\,(\overline{\alpha_{6\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\overline{\overline{\alpha_{6\text{а}}+\alpha_{6\text{б}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{6\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_7(\alpha_7)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5}{2}+\frac{\alpha_7}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{6\text{в}}})^{\text{п}}\left(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\frac{\alpha_8}{2}\right)^{\text{п}}\right\}S_{6\text{б}}+ \tag{4-74н}$$

$$+\left\{(\overline{\alpha_{7\text{б}}+\alpha_{7\text{в}}})(\overline{\alpha_{7\text{б}}+\alpha_{7\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\overline{\overline{\alpha_{7\text{а}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{7\text{б}}+\alpha_{7\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}\right\}S_{7\text{а}}+ \tag{4-74о}$$

$$+\left\{\overline{\alpha_{7\text{в}}}\,(\overline{\alpha_{7\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\overline{\overline{\alpha_{7\text{а}}+\alpha_{7\text{б}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{7\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_8)^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6}{2}+\frac{\alpha_8}{3}\right)^{\text{п}}\right\}S_{7\text{б}}+ \tag{4-74п}$$

$$+\left\{(\overline{\alpha_{8\text{б}}+\alpha_{8\text{в}}})(\overline{\alpha_{8\text{б}}+\alpha_{8\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\overline{\overline{\alpha_{8\text{а}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{8\text{б}}+\alpha_{8\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}\right\}S_{8\text{а}}+ \tag{4-74р}$$

$$+\left\{\overline{\alpha_{8\text{в}}}\,(\overline{\alpha_{8\text{в}}})^{\text{п}}\left(\frac{\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\overline{\overline{\alpha_{8\text{а}}+\alpha_{8\text{б}}}}}{2}+\frac{\overline{\alpha_{8\text{в}}}}{3}\right)^{\text{п}}\right\}S_{8\text{б}}. \tag{4-74с}$$

В формулах (4-74а), (4-74б), (4-74в) ... выделены члены, в которые входят элементы длины того участка, к которому приложена данная реакция S_{ij}. Точка приложения этой реакции делит данный участок на две части: расположенную дальше от раскрепленной опоры и ближе к ней. Относительные длины элементов участка, расположенных дальше от раскрепленной опоры, отмечены в формулах одинарной верхней чертой, а расположенных ближе к ней — двойной чертой.

Для реакций, расположенных в углах на стыках участков, одинарной чертой отмечены полные длины участков, расположенных дальше от раскрепленной опоры, а элементов, отмеченных двумя чертами, в этих формулах вообще нет. Указанное относится к формуле (4-74в) для реакции $S_{2\text{а}}$.

Слагаемые сомножителей каждой реакции S_{ij} расположены в формулах в порядке возрастающих индексов при α, причем чем больше номер реакции, тем с большего индекса начинаются слагаемые. Соответственно этому с ростом номера реакции уменьшается число слагаемых у ее сомножителя.

Произведение эпюр крутящих моментов от сосредоточенных реакций подвесок S_{ij} и от единичной силы $\overline{X}_1$ записывается так:

$$\sum\int_0^{l_m} M_{s\text{к}}\overline{M}_{1\text{к}}\,dl=L^3\{\{(\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}})^{\text{п}}\alpha_2(\alpha_1)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3)^{\text{п}}\times\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\alpha_2)^{\text{п}}\alpha_3(\alpha_2)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{1\text{б}}+\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\times\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{1\text{а}}+ \tag{4-75а}$$

$$+\{(\overline{\alpha_{1\text{в}}})^{\text{п}}\alpha_2(\alpha_1)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3)^{\text{п}}\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\alpha_2)^{\text{п}}\alpha_3(\alpha_2)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{1\text{в}}}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\times\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{1\text{б}}+ \tag{4-75б}$$

$$+\{(\alpha_3)^{\text{п}}\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_2})^{\text{п}}\alpha_3(\alpha_2)^{\text{п}}+(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_2}+\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_2}+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{2\text{а}}+ \tag{4-75в}$$

$$+\{(\alpha_3)^{\text{п}}\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{2б}+\alpha_{2в}})^{\text{п}}\alpha_3(\alpha_2)^{\text{п}}+(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{2б}+\alpha_{2в}}+\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{2б}+\alpha_{2в}}+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{2б}+ \quad (4\text{-}75г)$$

$$+\{(\alpha_3)^{\text{п}}\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{2в}})^{\text{п}}\alpha_3(\alpha_2)^{\text{п}}+(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{2в}}+\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{2в}}+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{2в}+ \quad (4\text{-}75д)$$

$$+\{(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}})^{\text{п}}\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}}+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}}+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{3а}+ \quad (4\text{-}75е)$$

$$+\{(\overline{\alpha_{3в}})^{\text{п}}\alpha_4(\alpha_1+\alpha_3)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{3в}}+\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\alpha_4)^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{3в}}+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{3б}+ \quad (4\text{-}75ж)$$

$$+\{(\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{4б}+\alpha_{4в}})^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\times\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{4б}+\alpha_{4в}}+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{4а}+ \quad (4\text{-}75з)$$

$$+\{(\alpha_5)^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{4в}})^{\text{п}}\alpha_5(\alpha_2+\alpha_4)^{\text{п}}+(\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{4в}}+\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{4б}+ \quad (4\text{-}75и)$$

$$+\{(\overline{\alpha_{5б}+\alpha_{5в}})^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{5б}+\alpha_{5в}}+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{5а}+ \quad (4\text{-}75к)$$

$$+\{(\overline{\alpha_{5в}})^{\text{п}}\alpha_6(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{5в}}+\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\alpha_6)^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{5б}+ \quad (4\text{-}75л)$$

$$+\{(\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{6б}+\alpha_{6в}})^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{6а}+ \quad (4\text{-}75м)$$

$$+\{(\alpha_7)^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}+(\overline{\alpha_{6в}})^{\text{п}}\alpha_7(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6)^{\text{п}}\}S_{6б}+ \quad (4\text{-}75н)$$

$$+\{(\overline{\alpha_{7б}+\alpha_{7в}})^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{7а}+ \quad (4\text{-}75о)$$

$$+\{(\overline{\alpha_{7в}})^{\text{п}}\alpha_8(\alpha_1+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{7б}\}. \quad (4\text{-}75п)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от сосредоточенных реакций подвесок S_{ij} и единичного момента $\overline{X}_2$

$$\sum\int_0^{l_m} M_{sи}\overline{M}_{2и}dl=\frac{1}{2}L^2\{[(\overline{\alpha_{1б}+\alpha_{1в}}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}]^2S_{1а}+ \quad (4\text{-}76а)$$

$$+[(\overline{\alpha_{1в}}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}]^2S_{1б}+ \quad (4\text{-}76б)$$

$$+[(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}]^2\Sigma S_2+ \quad (4\text{-}76в)$$

$$+[(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}}+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}]^2S_{3а}+ \quad (4\text{-}76г)$$

$$+[(\overline{\alpha_{3в}}+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}]^2S_{3б}+ \quad (4\text{-}76д)$$

$$+[(\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}]^2\Sigma S_4+ \quad (4\text{-}76е)$$

$$+[(\overline{\alpha_{5б}+\alpha_{5в}}+\alpha_7)^{\text{п}}]^2S_{5а}+ \quad (4\text{-}76ж)$$

$$+[(\overline{\alpha_{5в}}+\alpha_7)^{\text{п}}]^2S_{5б}+ \quad (4\text{-}76з)$$

$$+\alpha^2_7\Sigma S_6+ \quad (4\text{-}76и)$$

$$+(\overline{\alpha_{7б}+\alpha_{7в}})^2S_{7а}+ \quad (4\text{-}76к)$$

$$+\overline{\alpha}^2_{7в}S_{7б}\}. \quad (4\text{-}76л)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от сосредоточенных реакций подвесок S_{ij} и от единичного момента $\overline{X}_2$

$$\sum\int_0^{l_m} M_{sк}M_{2к}dl=L^2\{\{\alpha_2(\overline{\alpha_{1б}+\alpha_{1в}})^{\text{п}}+\alpha_4(\overline{\alpha_{1б}+\alpha_{1в}}+\alpha_3)^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{1б}+\alpha_{1в}}+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_3(\overline{\alpha_{1б}+\alpha_{1в}}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{1а}+\{\alpha_2(\overline{\alpha_{1в}})^{\text{п}}+\alpha_4(\overline{\alpha_{1в}}+\alpha_3)^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{1в}}+\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{1в}}+\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{1б}+\{\alpha_4(\alpha_3)^{\text{п}}+\alpha_6(\alpha_3+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_3+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}\Sigma S_2+\{\alpha_4(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}})^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}}+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{3б}+\alpha_{3в}}+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{3а}+\{\alpha_4(\overline{\alpha_{3в}})^{\text{п}}+\alpha_6(\overline{\alpha_{3в}}+\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{3в}}+\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{3б}+\{\alpha_6(\alpha_5)^{\text{п}}+\alpha_8(\alpha_5+\alpha_7)^{\text{п}}\}\Sigma S_4+\{\alpha_6(\overline{\alpha_{5б}+\alpha_{5в}})^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{5б}+\alpha_{5в}}+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{5а}+\{\alpha_6(\overline{\alpha_{5в}})^{\text{п}}+\alpha_8(\overline{\alpha_{5в}}+\alpha_7)^{\text{п}}\}S_{5б}+\alpha_8(\alpha_7)^{\text{п}}\Sigma S_6+\alpha_8(\overline{\alpha_{7б}+\alpha_{7в}})^{\text{п}}S_{7а}+\alpha_8(\overline{\alpha_{7в}})^{\text{п}}S_{7б}\}. \quad (4\text{-}77)$$

Произведение эпюр изгибающих моментов от сосредоточенных реакций подвесок S_{ij} и единичного момента $\overline{X}_3$

$$\sum\int_0^{l_m} M_{sи}M_{3и}dl=\frac{1}{2}L^2\{[(\alpha_2+\alpha_4+\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2(\Sigma S_1+S_{2а})+[(\overline{\alpha_{2б}+\alpha_{2в}}+\alpha_4+\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2S_{2б}+[(\overline{\alpha_{2в}}+\alpha_4+\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2S_{2в}+[(\alpha_4+\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2\Sigma S_3+[(\overline{\alpha_{4б}+\alpha_{4в}}+\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2S_{4а}+[(\overline{\alpha_{4в}}+\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2S_{4б}+[(\alpha_6+\alpha_8)^{\text{п}}]^2\Sigma S_5+[(\overline{\alpha_{6б}+\alpha_{6в}}+\alpha_8)^{\text{п}}]S_{6а}+[(\overline{\alpha_{6в}}+\alpha_8)^{\text{п}}]^2S_{6б}+\alpha^2_8\Sigma S_7+(\overline{\alpha_{8б}+\alpha_{8в}})^2S_{8а}+(\overline{\alpha_{8в}})^2S_{8б}\}. \quad (4\text{-}78)$$

Произведение эпюр крутящих моментов от сосредоточенных реакций подвесок S_{ij} и единичного момента $\overline{X}_3$

$$\sum \int_{0}^{l_m} M_{s\text{к}} \overline{M}_{3\text{к}} dl = L^2 \{[\alpha_3 (\alpha_2)^{\text{п}} + \alpha_5 (\alpha_2 + \alpha_4)^{\text{т}} + \alpha_7 (\alpha_2 + \alpha_4 +$$
$$+ \alpha_6)^{\text{т}}] (\Sigma S_1 + S_{2\text{а}}) + [\alpha_3 (\overline{\alpha_{2\text{б}} + \alpha_{2\text{в}}})^{\text{т}} + \alpha_5 (\overline{\alpha_{2\text{б}} + \alpha_{2\text{в}}} + \alpha_4)^{\text{п}} +$$
$$+ \alpha_7 (\overline{\alpha_{2\text{б}} + \alpha_{2\text{в}}} + \alpha_4 + \alpha_6)^{\text{п}}] S_{2\text{б}} + [\alpha_3 (\overline{\alpha_{2\text{в}}})^{\text{п}} + \alpha_5 (\overline{\alpha_{2\text{в}}} + \alpha_4)^{\text{п}} +$$
$$+ \alpha_7 (\overline{\alpha_{2\text{в}}} + \alpha_4 + \alpha_6)^{\text{т}}] S_{2\text{в}} + [\alpha_5 (\alpha_4)^{\text{п}} + \alpha_7 (\alpha_4 + \alpha_6)^{\text{п}}] \Sigma S_3 +$$
$$+ [\alpha_5 (\overline{\alpha_{4\text{б}} + \alpha_{4\text{в}}})^{\text{п}} + \alpha_7 (\overline{\alpha_{4\text{б}} + \alpha_{4\text{в}}} + \alpha_6)^{\text{п}}] S_{4\text{а}} + [\alpha_5 (\overline{\alpha_{4\text{в}}})^{\text{п}} +$$
$$+ \alpha_7 (\overline{\alpha_{4\text{в}}} + \alpha_6)^{\text{т}}] S_{4\text{б}} + \alpha_7 (\alpha_6)^{\text{п}} \Sigma S_5 + \alpha_7 (\alpha_{6\text{б}} + \alpha_{6\text{в}})^{\text{п}} S_{6\text{а}} +$$
$$+ \alpha_7 (\overline{\alpha_{6\text{в}}})^{\text{п}} S_{6\text{б}}\}. \qquad (4\text{-}79)$$

Канонические уравнения (4-55) позволяют определить неизвестные реакции раскрепленной опоры X_1, X_2 и X_3 («лишние» неизвестные трехкратно статически неопределимой системы), если известны весовая нагрузка q и все реакции промежуточных опор и подвесок S_{ij}.

В данном случае реакции S_{ij} неизвестны. Их надо найти из дополнительного условия, в качестве которого целесообразно принять равенство изгибающих и крутящих моментов в сечениях трассы, где расположены опоры. Однако такое условие может быть принято лишь для какой-либо одной из двух вертикальных плоскостей проекций (ZX или ZY). Одновременное равенство моментов в двух плоскостях неосуществимо.

Допустим, принимается условие равенства моментов под опорами в плоскости ZY:

$$X_2 = M_{1\text{а}} = M_{1\text{б}} = M_2 = M_{3\text{а}} = M_{3\text{б}} = M_4 =$$
$$= M_{5\text{а}} = M_{5\text{б}} = M_6 = M_{7\text{а}} = M_{7\text{б}} = M_8. \qquad (4\text{-}80)$$

Для участков, ориентированных перпендикулярно к этой плоскости (четные участки), соответствующие моменты будут крутящими. Нетрудно показать, что для обеспечения условия (4-80) реакции опор должны быть равны:

$$\begin{aligned}
&X_1 = -0{,}5\alpha_{1\text{а}} qL; && \Sigma S_4 = \left(\frac{\alpha_{3\text{в}}}{2} + \alpha_4 + \frac{\alpha_{5\text{а}}}{2}\right) qL;\\
&S_{1\text{а}} = 0{,}5(\alpha_{1\text{а}} + \alpha_{1\text{б}}) qL; && S_{5\text{а}} = 0{,}5(\alpha_{5\text{а}} + \alpha_{5\text{б}}) qL;\\
&S_{1\text{б}} = 0{,}5(\alpha_{1\text{б}} + \alpha_{1\text{в}}) qL; && S_{5\text{б}} = 0{,}5(\alpha_{5\text{б}} + \alpha_{5\text{в}}) qL;\\
&\Sigma S_2 = \left(\frac{\alpha_{1\text{в}}}{2} + \alpha_2 + \frac{\alpha_{3\text{а}}}{2}\right) qL; && \Sigma S_6 = \left(\frac{\alpha_{5\text{в}}}{2} + \alpha_6 + \frac{\alpha_{7\text{а}}}{2}\right) qL;\\
&S_{3\text{а}} = 0{,}5(\alpha_{3\text{а}} + \alpha_{3\text{б}}) qL; && S_{7\text{а}} = 0{,}5(\alpha_{7\text{а}} + \alpha_{7\text{б}}) qL;\\
&S_{3\text{б}} = 0{,}5(\alpha_{3\text{б}} + \alpha_{3\text{в}}) qL; && S_{7\text{б}} = 0{,}5(\alpha_{7\text{б}} + \alpha_{7\text{в}}) qL.
\end{aligned} \qquad (4\text{-}81)$$

Однако это условие для четных участков, перпендикулярных к плоскости ZY, позволяет найти лишь суммы реакций ΣS_2, ΣS_4, ΣS_6. Кроме того, условие (4-80) не определило величину ΣS_8. Для нахождения составляющих $S_{2\text{а}}$, $S_{2\text{б}}$, $S_{2\text{в}}$, $S_{4\text{а}}$, $S_{4\text{б}}$ и т. п. требуются дополнительные условия. Этими дополнительными условиями могут быть равенства изгибающих моментов в плоскости ZX, в пределах каждого четного участка:

$$\begin{aligned}
&M_{2\text{а}} = M_{2\text{б}} = M_{2\text{в}}; && M_{6\text{а}} = M_{6\text{б}};\\
&M_{4\text{а}} = M_{4\text{б}}; && M_{8\text{а}} = M_{8\text{б}};
\end{aligned} \qquad (4\text{-}82)$$

отсюда можно дополнительно определить реакции опор:

$$\begin{aligned}
&S_{2\text{а}} = 0{,}5(\alpha_{1\text{в}} + \alpha_{2\text{а}}) qL; && S_{4\text{б}} = \left(\frac{\alpha_{4\text{б}}}{2} + \alpha_{4\text{в}} + \frac{\alpha_{5\text{а}}}{2}\right) qL;\\
&S_{2\text{б}} = 0{,}5(\alpha_{2\text{а}} + \alpha_{2\text{б}}) qL; && S_{6\text{а}} = \left(\frac{\alpha_{5\text{в}}}{2} + \alpha_{6\text{а}} + \frac{\alpha_{6\text{б}}}{2}\right) qL;\\
&S_{2\text{в}} = \left(\frac{\alpha_{2\text{б}}}{2} + \alpha_{2\text{в}} + \frac{\alpha_{3\text{а}}}{2}\right) qL; && S_{6\text{б}} = \left(\frac{\alpha_{6\text{б}}}{2} + \alpha_{6\text{в}} + \frac{\alpha_{7\text{а}}}{2}\right) qL;\\
&S_{4\text{а}} = \left(\frac{\alpha_{3\text{в}}}{2} + \alpha_{4\text{а}} + \frac{\alpha_{4\text{б}}}{2}\right) qL; && S_{8\text{а}} = \left(\frac{\alpha_{7\text{в}}}{2} + \alpha_{8\text{а}} + \frac{\alpha_{8\text{б}}}{2}\right) qL.
\end{aligned} \qquad (4\text{-}83)$$

Реакции $S_{8\text{б}}$, так же как и моменты X_2 и X_3, должны быть определены из канонических уравнений (4-55). В результате изгибающие моменты в плоскости ZX под опорами будут равны:

$$\begin{aligned}
&X_3 = M_1 = M_{2\text{а}} = M_{2\text{б}} = M_{2\text{в}};\\
&M_3 = X_3 - 0{,}5(\alpha_{2\text{в}} + \alpha_{3\text{а}}) \alpha_{2\text{в}} qL^2;\\
&M_{4\text{а}} = M_{4\text{б}} = M_3 + 0{,}5(\alpha_{3\text{в}} + \alpha_{4\text{а}}) \alpha_{4\text{а}} qL^2;\\
&M_5 = M_{4\text{а}} - 0{,}5(\alpha_{4\text{в}} + \alpha_{5\text{а}}) \alpha_{4\text{в}} qL^2;\\
&M_{6\text{а}} = M_{6\text{б}} = M_5 + 0{,}5(\alpha_{5\text{в}} + \alpha_{6\text{а}}) \alpha_{6\text{а}} qL^2;\\
&M_7 = M_{6\text{а}} - 0{,}5(\alpha_{6\text{в}} + \alpha_{7\text{а}}) \alpha_{6\text{в}} qL^2;\\
&M_{8\text{а}} = M_{8\text{б}} = M_7 + 0{,}5(\alpha_{7\text{в}} + \alpha_{8\text{а}}) \alpha_{8\text{а}} qL^2.
\end{aligned} \qquad (4\text{-}84)$$

Как видно из формул (4-84), моменты изменяются здесь ступенями от участка к участку, то возрастая, то уменьшаясь.

Рассмотрим теперь вопросы регулировки опорных и подвесных пружин. Различные методы регулировки предлагались многими авторами [П-1, П-5; 4-6, 4-7, 4-19—4-24]. Из соображений техники безопасности регулировка пружин должна производиться только на холодном неработающем паропроводе.

Б. В. Рудомино предложил способ затяжки пружин в два этапа [4-7]. Согласно этому способу затяжка пружин всех опор на холодном трубопроводе производится вначале такая, какую желательно иметь в горячем рабочем состоянии с учетом соображений о минимальных напряжениях от изгиба за счет собственного веса. На втором этапе регулировки пружин производится изменение рабочей длины несущих тяг на величину вертикального температурного перемещения z_{ij}. Если при нагреве данная точка паропровода, где расположена опора, обозначенная через ij, перемещается вверх, несущая длина тяги должна быть уменьшена, если вниз — увеличена.

В случае больших вертикальных перемещений применяются пружинные цепи с несколькими последовательными пружинами. Если нагрузка на опору превышает максимально допустимую для пружины, на опоре устанавливают несколько параллельных пружин.

На вертикальных участках трубопровода достаточно иметь по одной подвеске на каждом с соответствующей грузоподъемностью, поскольку количество подвесок здесь не влияет на эпюру весовых изгибающих моментов. Место расположения подвески на вертикальном участке следует выбрать в точке, где вертикальные температурные перемещения по расчету минимальны.

Надо полагать, что двухэтапная затяжка пружин не обязательна, поскольку при наличии расчетных данных по величине оптимальных реакций опор S_{ij} в рабочем состоянии и температурных перемещений z_{ij} точек их расположения можно расчетом определить нужные величины реакций подвесок и опор в холодном состоянии паропровода.

Ряд монтажных организаций предпочитает производить затяжку пружин опор не на паропроводах, а вне их при сборке опор в блоки. При этом необходима фиксация затяжки пружин приваркой жестких монтажных стяжек к тарелкам.

По окончании монтажа трубопровода стяжки срезают и удаляют. Этот способ избавляет от необходимости проведения трудоемкой операции затяжки пружин непосредственно на трубопроводе. Недостатком метода является резкая перегрузка как трубопровода, так и опор в момент срезки монтажных стяжек. Кроме того, этот метод не устраняет полностью необходимости выполнения дополнительной регулировки пружин опор непосредственно на трубопроводе.

В ряде случаев применяется еще один метод регулировки опорных пружин паропроводов, который можно назвать способом отрыва. В этом случае трубопровод монтируется и сваривается из отрезков труб на временных технологических жестких опорах. Вполне естественно, что монтаж не может обеспечить идеальное совпадение фактической формы оси трубопровода с проектной. Трубопроводные блоки не могут быть изготовлены с совершенно точным соблюдением номинальных размеров, а технологические жесткие опоры, служащие для размещения трубопровода при монтаже, не могут быть установлены строго по теоретической линии трубопровода. В трубопроводе появляются внутренние усилия как при сборке его частей под сварку (подтяжка концов блоков, подклинка опор), так и в процессе сварки. В результате весовая нагрузка трубопровода оказывается неравномерно распределенной по технологическим опорам. По окончании монтажа осуществляется перевод веса паропровода с технологических опор на постоянные пружинные подвески путем затяжки гаек у пружин. В качестве критерия окончания перевода служит появление зазора между трубопроводом и технологическими опорами. Преимуществом этого метода является плавность операции по переводу веса трубопровода на постоянные опоры и отсутствие толчков. Его недостаток — повышенная трудоемкость.

В результате этой операции пружинные подвески, как правило, оказываются затянутыми неравномерно и с большими отступлениями от расчетных рекомендаций. После этого наступает следующий этап работы — дополнительная регулировка затяжки пружин для приближения затяжки к рекомендуемой расчетной. Такая регулировка отнимает много времени и труда. Лишь окончательная регулировка ликвидирует недостатки монтажа трубопровода с точки зрения распределения его веса между опорами.

В настоящее время порядок установки и регулировки пружинных креплений трубопровода во время монтажа достаточно регламентирован [4-25]. Казалось бы, строгое выполнение инструкций должно обеспечить совпадение проектных и фактических реакций пружинных опор, что является конечной целью регулировки. Однако на практике в подавляющем большинстве случаев дело обстоит далеко не так.

Причинами неотрегулированности пружинных опор могут быть напряжения в трубопроводе, неизбежно возникающие при существующей технологии монтажа, отклонения от проекта мест установки некоторых опор, замена проектной тепловой изоляции другой и т. п. Пружины опор

на монтажной площадке затягивают без учета перечисленных факторов. Поэтому возникает необходимость в последующей регулировке пружинных опор трубопровода по результатам измерения высоты пружин при первых пусках.

Регулировку системы креплений трубопровода можно считать завершенной, когда фактические реакции пружинных опор будут равны проектным, уточненным с учетом фактического исполнения трубопровода и мест установки опор, например, в соответствии с [4-25], или будут отличаться от них на допускаемую величину. Однако ни эта, ни другие инструкции не дают математически обоснованных рекомендаций, как достигнуть этого.

В большинстве случаев систему креплений трубопровода регулируют тем или иным методом последовательного приближения. Например, изменяют несущую длину тяг какой-либо пружинной опоры до совпадения ее реакции с проектной, или уменьшают первоначальную разность между фактической и проектной реакциями этой опоры на 50—60%, затем подобное проделывают с другой пружинной опорой и так далее. Но при изменении затяжки пружин одной опоры в той или иной степени меняются затяжки пружин и остальных опор данного трубопровода из-за его упругой деформации. Поэтому при такой регулировке к одним и тем же опорам приходится возвращаться иногда по 4—5 раз.

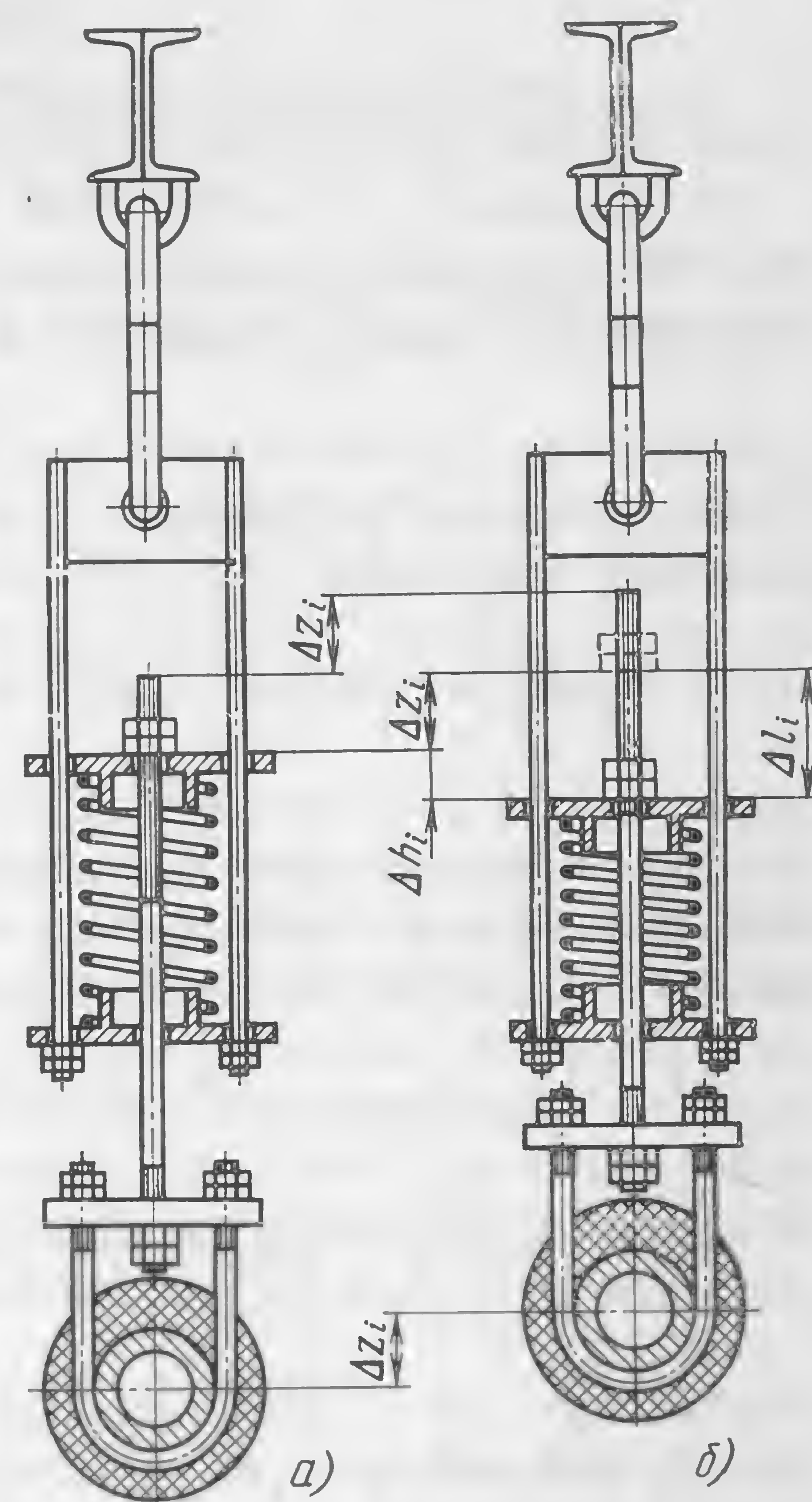


Рис. 4-21. Взаимное расположение произвольного сечения трубопровода и пружинной опоры до регулировки системы крепления (*а*) и после регулировки всех опор (*б*) этого трубопровода.

Δz_i — изменение прогиба оси трубопровода в рассматриваемом сечении i вследствие изменения реакций всех опор при их регулировке; Δh_i — изменение высоты пружины в процессе ее регулировки; Δl_i — изменение несущей длины тяги в процессе регулировки пружины.

В [4-23] предлагаются формулы, пользуясь которыми, можно вычислить изменения несущих длин тяг опор трубопровода для достижения цели регулировки — совпадения проектных и фактических высот пружин.

Пусть несоответствие реакций пружинных опор проектным величинам для опор 1, ..., i, ..., n составляет соответственно ΔS_1, ..., ΔS_i, ..., ΔS_n. Требуется определить, на какую величину необходимо изменить несущую длину тяг опор, чтобы устранить указанное несоответствие. Высота пружины регулируемой опоры (рис. 4-21) в процессе регулировки изменяется на Δh_i, связанную с изменением реакции опоры соотношением

$$\Delta h_i = \frac{1}{C_i} \Delta S_i, \qquad (4\text{-}85)$$

где C_i — жесткость пружины.

Верхний конец несущей тяги в процессе регулировки поднимается на Δz_i, равную изменению прогиба оси трубопровода.

Изменение прогиба оси трубопровода в рассматриваемом сечении i вследствие изменения реакций всех опор при их регулировке определяется по формуле

$$\Delta z_i = \delta_{i1}\Delta S_1 + \delta_{i2}\Delta S_2 + \delta_{i3}\Delta S_3 + \ldots$$
$$\ldots + \delta_{ij}\Delta S_j + \ldots + \delta_{in}\Delta S_n, \qquad (4\text{-}86)$$

где δ_{ij} — вертикальное перемещение i-го сечения трубопровода при приложении вертикальной единичной силы в точке j.

Из условия совместности деформаций пружины и трубопровода изменение несущей длины тяги Δl_i в процессе регулировки равно сумме изменений высоты пружины и прогиба оси трубопровода

$$\Delta l_i = \Delta h_i + \Delta z_i. \qquad (4\text{-}87)$$

Подставляя в формулу (4-87) значения Δh_i и Δz_i из формул (4-85) и (4-86), получаем:

$$\Delta l_i = \delta_{i1}\Delta S_1 + \delta_{i2}\Delta S_2 + \delta_{i3}\Delta S_3 + \ldots + \left(\delta_{ii} + \frac{1}{C_i}\right)\Delta S_i + \ldots + \delta_{ij}\Delta S_j + \ldots$$
$$\ldots + \delta_{in}\Delta S_n. \qquad (4\text{-}88)$$

Соотношения между деформацией пружин и вертикальными перемещениями оси трубопровода аналогичны и для других опор. В окончательном виде получена такая система формул:

$$\left.\begin{aligned}
\Delta l_1 &= \left(\delta_{11} + \frac{1}{C_1}\right)\Delta S_1 + \delta_{12}\Delta S_2 + \ldots + \delta_{1i}\Delta S_i + \ldots + \delta_{1n}\Delta S_n;\\
\Delta l_2 &= \delta_{21}\Delta S_1 + \left(\delta_{22} + \frac{1}{C_2}\right)\Delta S_2 + \ldots + \delta_{2i}\Delta S_i + \ldots + \delta_{2n}\Delta S_n;\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
\Delta l_i &= \delta_{i1}\Delta S_1 + \delta_{i2}\Delta S_2 + \ldots + \left(\delta_{ii} + \frac{1}{C_i}\right)\Delta S_i + \ldots + \delta_{in}\Delta S_n;\\
&\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\ldots\\
\Delta l_n &= \delta_{n1}\Delta S_1 + \delta_{n2}\Delta S_2 + \ldots + \delta_{ni}\Delta S_i + \ldots + \left(\delta_{nn} + \frac{1}{C_n}\right)\Delta S_n.
\end{aligned}\right\} \qquad (4\text{-}89)$$

Коэффициенты δ_{ij} определяются при комплексном расчете трубопровода на прочность и жесткость на цифровых ЭВМ с применением существующих программ. Их можно приближенно оценить и с помощью приближенного безмашинного расчета с применением описанного выше метода. Если регулировку производят по результатам измерения реакций опор в холодном состоянии, то в формулы (4-89) подставляют коэффициенты δ_{ij}, определенные при модуле упругости холодного состояния E_0, если же опоры регулируются по результатам измерения их реакций в горячем состоянии, то подставляют δ^t_{ij}, рассчитанные при модуле упругости горячего состояния E_t трубопровода.

При этом имеет место соотношение

$$\delta^t_{ij} = \frac{E_0}{E_t}\delta_{ij}. \qquad (4\text{-}90)$$

Описанные здесь методы приближенного определения температурных перемещений простых и разветвленных паропроводов и их расчета на весовую нагрузку получили практическую апробацию. Они дают приемлемую сходимость с результатами непосредственных натурных измерений и, несмотря на их кажущуюся сложность вполне могут быть рекомендованы для сравнительно быстрой предварительной безмашинной оценки соответствующих величин в необходимых случаях.

ГЛАВА ПЯТАЯ

МЕТОДИКА НАТУРНОЙ ТЕНЗОМЕТРИИ ПАРОПРОВОДОВ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

5-1. ЗНАЧЕНИЕ НАТУРНОЙ ТЕНЗОМЕТРИИ ПАРОПРОВОДОВ ДЛЯ ЭКСПЛУАТАЦИИ И ТРЕБОВАНИЯ К ИЗМЕРИТЕЛЬНЫМ СИСТЕМАМ

Теоретическое определение напряжений в паропроводах в переходных режимах, особенно их температурной составляющей, представляет большие трудности даже при сравнительно простых краевых условиях. Температурные напряжения в деталях сложной формы (гибы, переходы, днища, фланцы, тройники, корпуса арматуры) теоретическим путем вообще пока не определялись.

Разработанные численные методы расчета температурных напряжений с помощью ЭВМ в осесимметричных деталях весьма сложны и этими методами пока можно решать лишь отдельные частные задачи с упрощающими допущениями. Программы расчета на ЭВМ трехмерных задач термоупругости и термопластичности пока еще не разработаны. Применительно к паропроводам ТЭС задача усложняется тем, что здесь наряду с температурными действует сложный комплекс других составляющих напряжений. Поэтому во многих случаях единственным реальным путем исследования напряжений в паропроводах остается экспериментальный путь.

Стремление к повышению надежности эксплуатации ТЭС настоятельно требует разработки надежных методов контроля напряжений в деталях паропроводов в натурных условиях, позволяющих, ориентируясь на них, вести безопасный и наиболее оптимальный режим пусков и остановов агрегатов, прогрева и охлаждения паропроводов. При этом тензометрические исследования целесообразно сочетать с исследованиями температурных полей. Натурная тензометрия паропроводов необходима при выполнении различных научно-исследовательских работ, при наладке и испытаниях оборудования, для проверки результатов теоретических расчетов, а также в условиях эксплуатации для ведения оптимальных режимов прогрева и расхолаживания.

Большинство известных количественных методов натурной тензометрии основано на макроизмерениях удлинений, прогибов, углов поворота и закручивания. При натурной тензометрии паропроводов в условиях переменных температур металла, достигающих 570°С, появляются специфические трудности. Они связаны с нахождением чисто упругих деформаций, исключая пластические и температурные, и с устранением влияния температуры на показания тензометров.

Для натурной количественной тензометрии путем измерения макроудлинений детали могут применяться проволочные тензодатчики электрического сопротивления, индукционные, пневматические, струнные, оптические тензометры и тензометры механического типа [5-1—5-7]. В принципе возможно также использование для этих целей пьезоэлектрического эффекта и явления магнитоупругости.

Возникает задача выбора типа тензометра, наиболее пригодного к измерениям в сложных условиях действующих паропроводов ТЭС (высокая и переменная температура металла, толчки и вибрация, наличие окислительной среды и пыли, неудобства монтажа и обслуживания). Тензометр должен быть достаточно надежен и стабилен в работе, чтобы обеспечивать многократно-повторные эксперименты. Принимая во внимание тяжелые условия тензометрических измерений на действующих паропроводах, можно отказаться от их высокой точности.

Наибольшее распространение практически во всех отраслях техники получил метод проволочной тензометрии, обладающий рядом преимуществ. Вопросы проволочной тензометрии рассматриваются во многих работах [5-8, 5-9] и др.

Определение напряжений в деталях, работающих при повышенных температурах, является в настоящее время одной из важнейших задач тензометрии. Применение проволочных тензодатчиков сопротивления при повышенных температурах связано с целым рядом трудностей, обычно отсутствующих в случае измерений при комнатной температуре. К ним относятся релаксационные процессы в цементах, крепящих проволоку к объекту, нарушение химической инертности цементов к материалу проволоки, непостоянство температурных коэффициентов сопротивления и линейного расширения проволоки, непостоянство структуры материала проволоки, снижение электрического сопротивления крепящих решетку цементов при нагреве, ухудшение их сцепления с деталью и с тензочувствительной проволокой, окислительное действие окружающей среды на материал тензочувствительной решетки. Задача решается проще при измерениях динамических процессов, когда скорость изменения деформации несоизмеримо велика по сравнению со скоростью изменения температуры. Поэтому при измерениях динамических деформаций проволочные тензодатчики успешно применяются при температурах до 700—800°С, а при статических измерениях верхний предел температур пока не превышает 400—450°С [5-10—5-16] и только начинают осваиваться измерения при температуре 500°С [5-17, 5-18].

К преимуществам проволочной тензометрии следует отнести появившуюся в последние годы возможность производства измерений на внутренней поверхности сосудов, работающих под давлением, при наличии в них воды или пара [5-16—5-18]. Эта задача, однако, пока решена только применительно к барабанам котлов и корпусам турбин.

Когда в МЭИ началась разработка метода натурной тензометрии паропроводов ТЭС в 1955 г., в технической литературе, как отечественной, так и зарубежной, сведения об измерении напряжений в горячих работающих паропроводах отсутствовали. Данная задача возникла в МЭИ в связи с необходимостью более тщательного исследования переходных пускоостановочных режимов главных паропроводов и некоторых элементов котлов и паровых турбин в связи с ожидавшимся разуплотнением графиков нагрузки энергосистем СССР.

Принимая во внимание, что рабочая температура металла паропроводов уже в то время достигала 540—570°С, а в будущем возможно ее увеличение до 650°С, при выборе метода для натурной тензометрии паропроводов было решено отказаться от проволочной тензометрии, имевшей тогда верхний предел температур при статических измерениях на уровне 350—400°С. Преимущество малой инерционности проволочных тензодатчиков электрического сопротивления в условиях ставившихся тогда задач исследования не играло существенной роли при измерениях

деформаций паропроводов, поскольку напряжения в пускоостановочных режимах изменялись обычно со скоростью не более 20—30 МПа/мин.

Возможность малой базы проволочных тензодатчиков (20 мм и менее) имела существенное значение лишь в случае производства измерений в зонах с большими градиентами напряжений: на тройниковых соединениях, на корпусах арматуры, вблизи от штуцеров, в местах резкого изменения толщины стенки и в зонах других концентраторов напряжений. Однако в первое время перед исследователями стояла более простая задача натурного определения напряжений на прямолинейных участках паропроводов, поскольку отсутствовали даже эти данные для реальных пускоостановочных режимов. А для таких измерений при аксиальной установке тензометров была приемлема база в 200 мм, которую имели первые изготовленные в МЭИ измерители деформаций. Лишь при тангенциальной установке на трубах с наружным диаметром 219—273 мм требовалась база не более 50—100 мм.

Для натурной тензометрии паропроводов и других элементов пароводяного тракта ТЭС необходима аппаратура, способная надежно работать в условиях многократно-повторных испытаний. Она должна выдерживать толчки и вибрацию. С учетом последних соображений предпочтительна закрепляемая на поверхности стенки конструкция тензометра. В качестве метода прикрепления наилучшим следует считать электросварку.

От производства измерений на внутренней поверхности стенки паропровода пришлось отказаться, хотя с точки зрения изучения условий работы металла в зоне наибольших температурных напряжений это было весьма желательно.

Конструкция тензометра должна предусматривать возможность закрытия его вместе с паропроводом тепловой изоляцией. Это необходимо, во-первых, из соображений обслуживания тензометров вблизи горячих поверхностей с большой интенсивностью излучения. Во-вторых, наличие неизолированной поверхности у паропровода вносит искажения в температурное поле его стенки и приводит к развитию в ней дополнительных температурных напряжений, нежелательных как с точки зрения прочности паропровода, так и с позиций изучения реальной картины напряженного состояния в нормальных условиях эксплуатации паропроводов. Неизолированная поверхность приводит также к дополнительным тепловым потерям.

При высокотемпературных измерениях важно снизить до минимума искажающее температурное влияние на показания тензометров. Возможны два вида температурного влияния: коробление деталей тензометра и наличие разности температурных удлинений между поверхностью детали, где производится тензометрия, и базовой частью тензометра. Первый вид температурного влияния может быть устранен конструктивными мероприятиями (например, экранированием деталей тензометра), второй — введением температурной поправки.

Для облегчения расчета температурной поправки желательно иметь по возможности прямолинейную базу тензометра и размещать ее ближе к поверхности испытуемого паропровода и параллельно к ней, чтобы базовая часть имела достаточно равномерную температуру, наиболее близкую к температуре паропровода.

Исходя из всех приведенных выше соображений было принято решение применить для натурной горячей тензометрии паропроводов закрепляемые тензометры механического типа.

Известно большое количество различных типов механических закрепляемых тензометров, однако ни один из них не был пригоден для специфических условий измерений на паропроводах ТЭС. Возникла задача разработки новой конструкции тензометра, удовлетворяющего условиям измерений на действующих паропроводах.

Обладая относительно небольшим передаточным коэффициентом (около 50—100), механические тензометры должны иметь сравнительно большую базу измерения. Увеличение передаточного коэффициента приводит к утяжелению конструкции тензометра и к снижению его надежности. Малые размеры и простота форм передаточного механизма были предпочтительными. Конструкция механизма должна быть по возможности простая и надежная.

При тензометрах чисто механического типа не обеспечивается достаточная быстрота многократно-повторных измерений, необходимая при изучении пусковых и остановочных переходных режимов. Поэтому от первых тензометров чисто механического типа МЭИ перешел окончательно к электромеханическим тензометрам с автоматической записью показаний регистрирующими потенциометрами. Одновременно это привело к увеличению передаточного коэффициента измерительной системы и позволило существенно уменьшить базу тензометров.

МЭИ была выполнена многолетняя опытно-конструкторская работа, в результате которой появились два конструктивных типа тензометров, наилучшим образом удовлетворяющих поставленной цели: тензометр рычажного типа и роликовый тензометр. Последовательными конструктивными мероприятиями удалось избавиться от влияния различных искажающих факторов и уменьшить базу тензометров до 25 мм с сохранением требуемого минимума точности измерений порядка ±10 МПа.

5-2. РЫЧАЖНЫЙ ТЕНЗОМЕТР МЭИ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ДЕФОРМАЦИЙ ПРИ ПРОГРЕВЕ И ОХЛАЖДЕНИИ ПАРОПРОВОДОВ

На рис. 5-1 дана конструкция рычажного тензометра МЭИ для измерения деформаций паропроводов с датчиком, который показан отдельно на рис. 5-2.

Основными элементами рычажного тензометра являются П-образная стойка *1* с компенсационными планками, внутри которой расположен рычаг *2* с отношением плеч 1 : 10, упирающийся коническим наконечником нижнего плеча в базовую планку *3*. Для прижатия наконечника рычага к базовой планке и для выбора люфта служит пружина *12*. Верхний конец рычага соединен с сердечником дифференциально-трансформаторного датчика *18*. Стойка с планками и рычагом закрывается кожухом *5*, имеющим независимое крепление к паропроводу. Поверх кожуха накладывается тепловая изоляция. Для уменьшения нагрева датчика служат кольцевые экранирующие ребра *9*. Концы базовой планки *3* и компенсационных планок *1*, с которыми связана стойка тензометра, прикрепляются к поверхности паропровода электросваркой. Расстояние между местами приварки базовой и компенсационных планок равно 50 мм и составляет базу тензометра. При возникновении в паропроводе у наружной поверхности деформации, обусловленной изменением напряженного состояния или температурным удлинением, изменяется базовое расстояние и это приводит к повороту рычага *2* на некоторый угол.

Использование прорезной П-образной стойки со вставным рычагом было принято из соображений уменьшения погрешности от температурного коробления рычага и стойки. Располагаясь внутри прорезки стойки, выполняющей роль теплового экрана, рычаг имеет практически одинаковое со стойкой температурное поле как по высоте, так и в поперечном направлении. Благодаря этому температурное коробление рычага компенсируется короблением стойки.

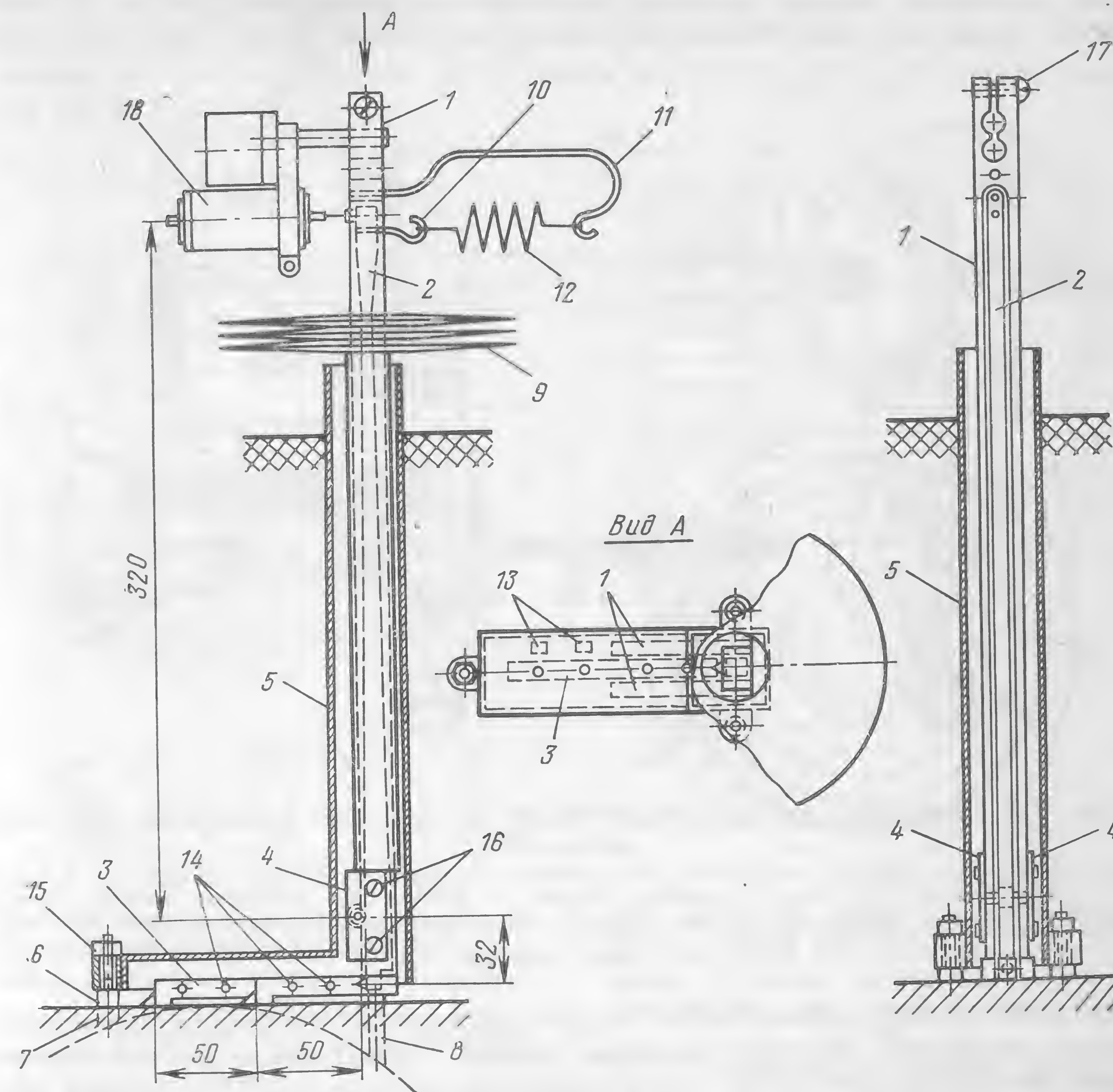


Рис. 5-1. Тензометр с П-образной стойкой, компенсационными планками и с тепловым экраном (база 50 мм).

1 — стойка с компенсационными планками; *2* — рычаг; *3* — базовая планка; *4* — накладки; *5* — кожух; *6* — стойки кожуха аксиального тензометра; *7* — короткие стойки кожуха тангенциального тензометра; *8* — то же длинные; *9* — экранирующие кольцевые ребра; *10* — крючок; *11* — дужка; *12* — пружина; *13* — бобышки для термопар на поверхности паропровода; *14* — отверстия для термопар в базовой и компенсационных планках; *15* — гайки крепления кожуха; *16* — винты крепления накладок; *17* — винт крепления хомута датчика; *18* — датчик.

Дифференциально-трансформаторный датчик (рис. 5-2) крепится на стойке тензометра при помощи хомута *4* со штырем. Его трехобмоточная катушка *5* помещается внутри стального стакана *1*, защищающего датчик от влияния окружающих магнитных полей. Во избежание наводки паразитных токов стакан *1* и его крышка *6* имеют сверху радиальную прорезь. Сердечник *2* датчика из магнитной стали, подвешенный на двух плоских пружинах *8*, связан проволочным поводком *3* с верхним кон-

цом рычага тензометра. Выводы катушек датчика присоединены к зажимам *11*, смонтированным на панели *9*, закрытой крышкой *10*.

База рычажных тензометров в первых конструктивных вариантах составляла 100 мм. Уменьшение в дальнейшем базы до 50 мм привело к тому, что у тензометров этого типа, в конструкции которых имеется элемент, пропускающий через себя значительный тепловой поток от поверхности испытуемой детали в окружающую среду за пределы тепловой изоляции, на результаты измерений начинает оказывать влияние отток тепла по тензометру. Местное охлаждение поверхностного слоя

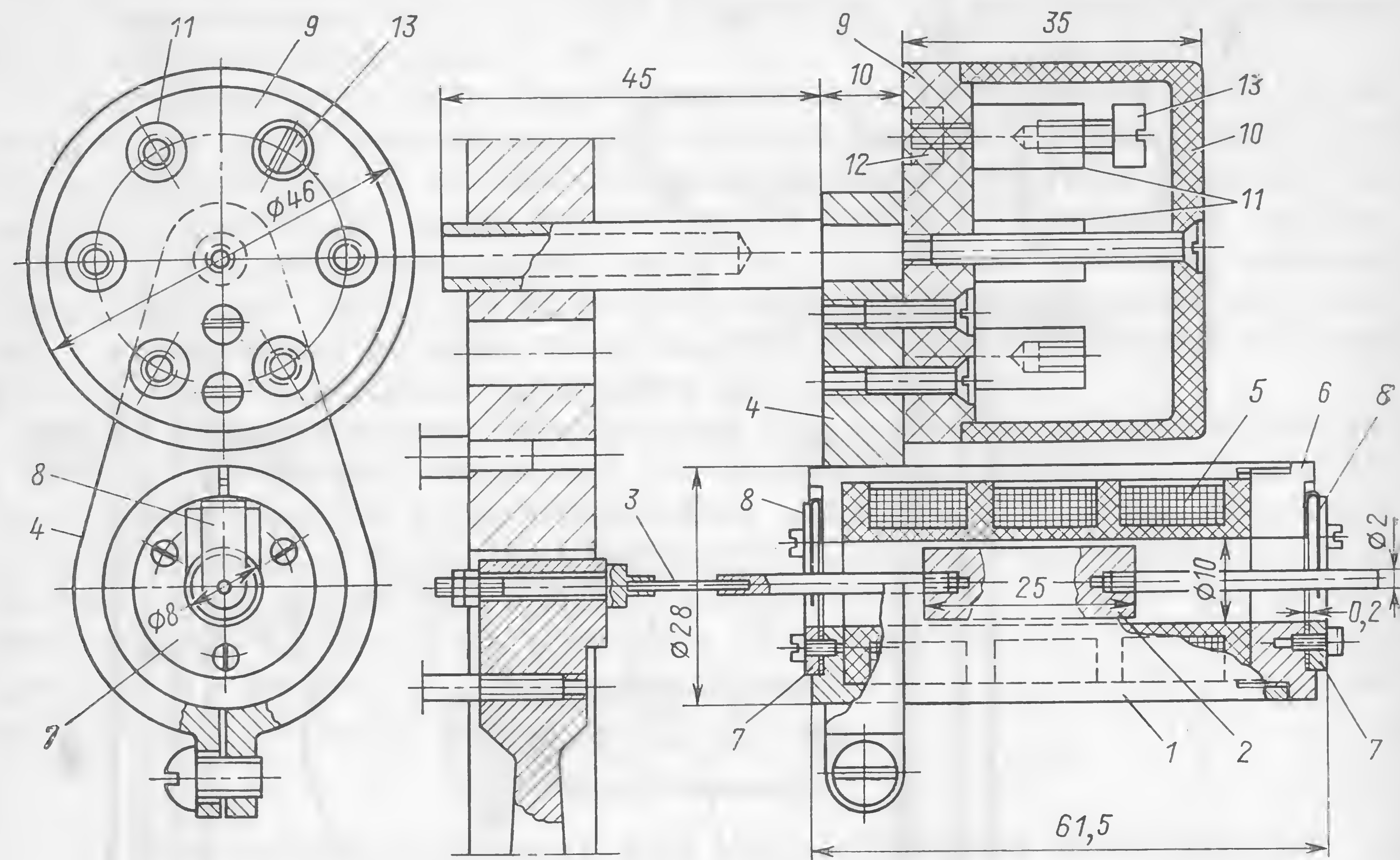


Рис. 5-2. Дифференциально-трансформаторный датчик малых перемещений для тензометров МЭИ.

1 — стакан; *2* — сердечник со штоками; *3* — поводок; *4* — хомут крепления датчика со штырем; *5* — трехобмоточная катушка; *6* — крышка стакана; *7* — фланцы для крепления плоских пружин к стакану и его крышке; *8* — плоские пружины для подвески сердечника; *9* — панель подключения датчика; *10* — крышка панели; *11* — зажимы; *12* — гайки крепления зажимов в панели; *13* — винты зажимов.

металла стенки паропровода создает искажение напряженного состояния в этой зоне. Компенсационные планки служат для удаления основания стойки тензометра от зоны измерения деформаций. Расчетный анализ показал, что добавочные искажающие температурные напряжения в зоне измерения снижаются по гиперболическому закону с увеличением расстояния от стойки и для сведения к допустимому минимуму их величины в зоне тензометрии достаточна длина компенсационных планок, равная шестикратному эквивалентному радиусу сечения стойки, или, в данном случае, 50 мм.

Для снижения погрешности измерений, связанной с нагревом катушек датчиков, в конструкции рычажных тензометров предусмотрены кольцевые экранирующие ребра. Для уменьшения массы рёбра рекомендуется выполнять по специальному профилю.

Для прямых ребер известен профиль минимальной массы с максимальным теплообменом [5-19]: его контур ограничен двумя дугами окружности. В технике используются также кольцевые ребра прямоугольного, треугольного, гиперболического и некоторых других профилей

[5-20]. Однако оптимальный профиль кольцевого ребра наименьшей массы не определялся.

Используя условие постоянства удельного теплового потока во всех кольцевых сечениях [5-21], можно получить ребро оптимального профиля (рис. 5-3), масса которого в 3,6 раза меньше массы эквивалентного по теплообмену ребра постоянной толщины.

Другой вариант облегченного кольцевого ребра изображен на рис. 5-4 [5-22]. Для уменьшения массы кольцевых ребер здесь делаются круглые отверстия с диаметром менее удвоенной толщины ребра. Масса дырчатого ребра составила 56% массы сплошного круглого ребра такой же эффективности.

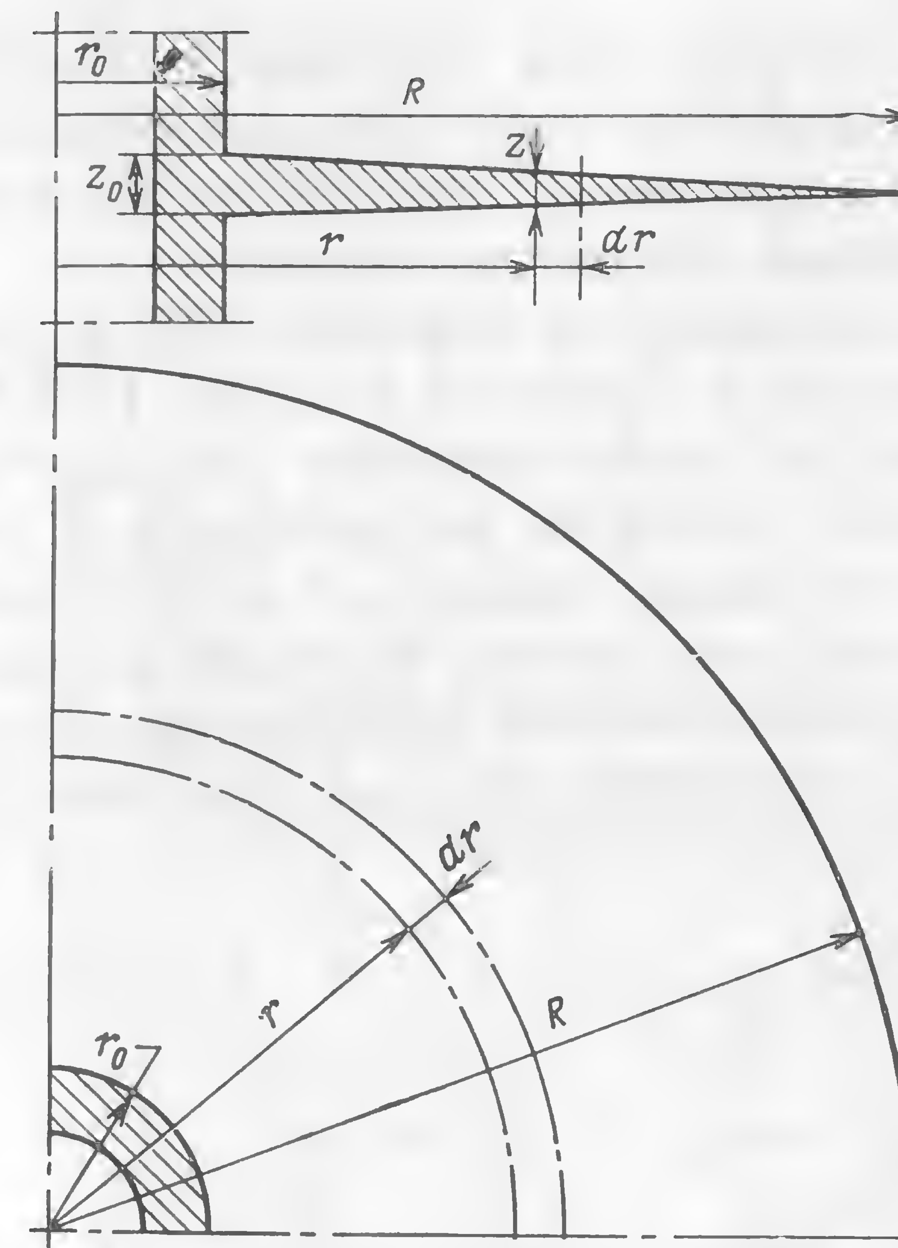


Рис. 5-3. Кольцевое ребро оптимальной формы сечения для теплового экранирования датчиков высокотемпературных тензометров МЭИ.

r_0, r, R — внутренний, текущий и наружный радиусы ребра; z_0 — толщина ребра у основания.

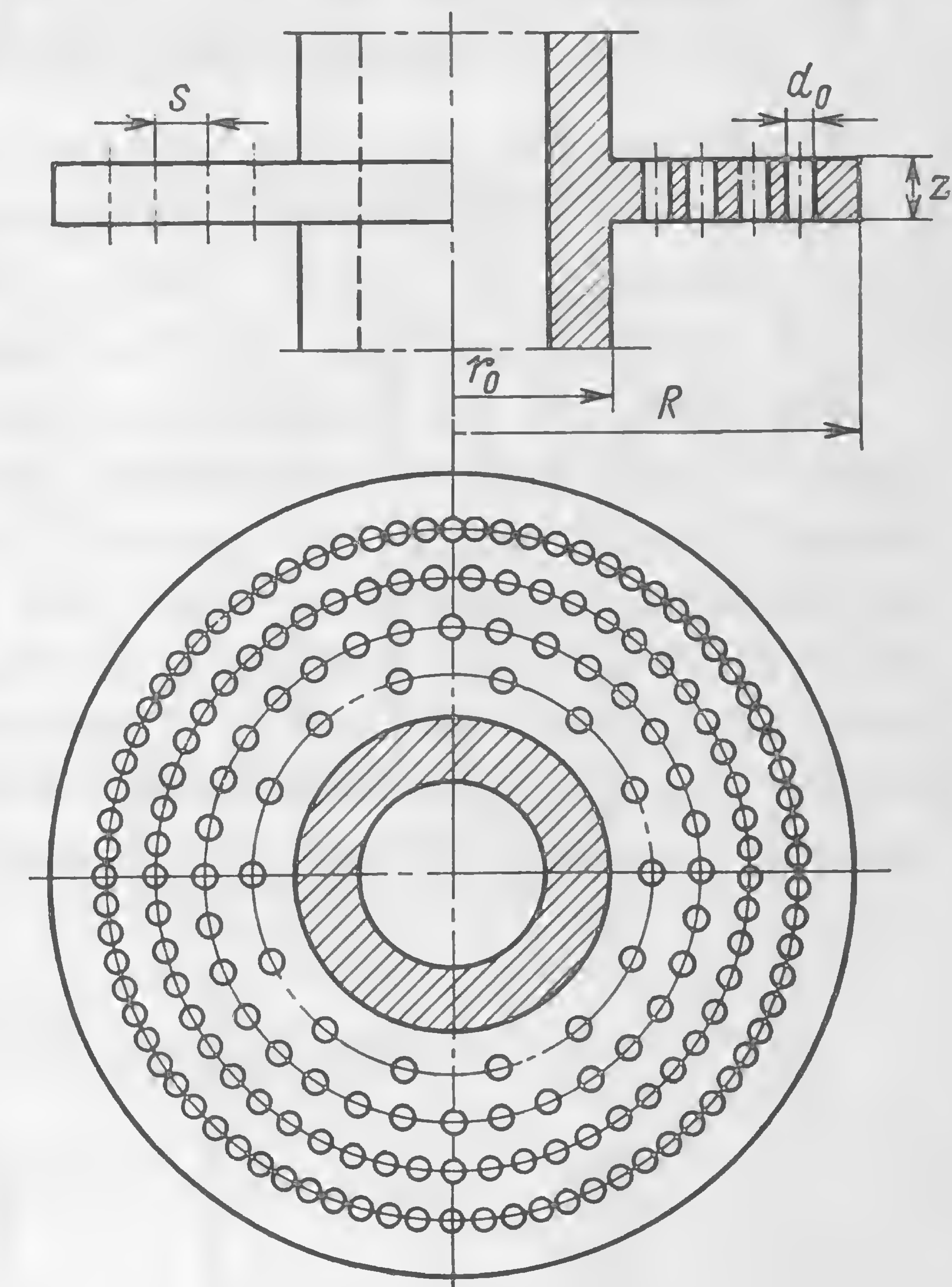


Рис. 5-4. Облегченное кольцевое ребро с отверстиями для теплового экранирования датчиков высокотемпературных тензометров по предложению МЭИ [5-22].

r_0, R, z — внутренний и наружный радиусы и толщина ребра; d_0 — диаметр отверстий в ребре; S — радиальный шаг рядов отверстий.

При измерениях на поверхности паропровода в общем случае приходится иметь дело с плоским напряженным состоянием и определять три величины: два главных напряжения и угол между направлением одного из них и осью паропровода. Для определения напряжений в этом случае приходится устанавливать на поверхности паропровода три тензометра в направлениях, расположенных под углом 45 или 60° друг к другу.

В условиях паропроводов ТЭС во многих случаях приближенно считать, что направления главных напряжений совпадают с аксиальным и тангенциальным направлениями, и тогда можно в каждой точке ограничиться установкой двух тензометров (тангенциального и аксиального) под углом 90° один к другому. В этом случае напряжения, дейст-

вующие в стенке паропровода у наружной поверхности, могут быть определены по формулам:

$$\sigma_t = \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_t + \nu\varepsilon_z); \tag{5-1}$$

$$\sigma_z = \frac{E}{1-\nu^2}(\varepsilon_z + \nu\varepsilon_t), \tag{5-2}$$

где σ_t и σ_z — тангенциальное и аксиальное напряжения; E, ν — модуль упругости стали и коэффициент Пуассона; ε_t, ε_z — относительная деформация стенки паропровода в тангенциальном и аксиальном направлениях.

5-3. РОЛИКОВЫЕ ТЕНЗОМЕТРЫ МЭИ ДЛЯ ИЗМЕРЕНИЯ ДЕФОРМАЦИЙ ПАРОПРОВОДОВ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ

Стремление создать измерительную систему без трущихся частей в передаточном механизме привело к разработке конструкции роликового тензометра МЭИ. Здесь следует дать основные вехи истории создания этого прибора, отмеченные авторскими свидетельствами.

На рис. 5-5 приводится первая из применявшихся конструкций роликового тензометра, имевшая электроподогрев у базовой планки [5-23]. Испытание тензометра данной конструкции на действующем паропроводе станции выявило у него ряд недостатков, которые устранялись в последующих конструкциях. Часть этих конструкций описана в периодической печати [5-24, 5-25]. Применение электроподогрева базовой планки может быть целесообразным лишь при использовании автоматики. Тензометр подобного типа изображен на рис. 5-6 [5-26]. Он был рекомендован для измерений в условиях медленно изменяющихся температур объектов, поскольку обладал известной тепловой инерцией. В то же время благодаря отсутствию легкоподвижных деталей (рычагов, коромысел, призм и др.) этот тип тензометра хорошо противостоял сотрясениям и вибрации паропровода.

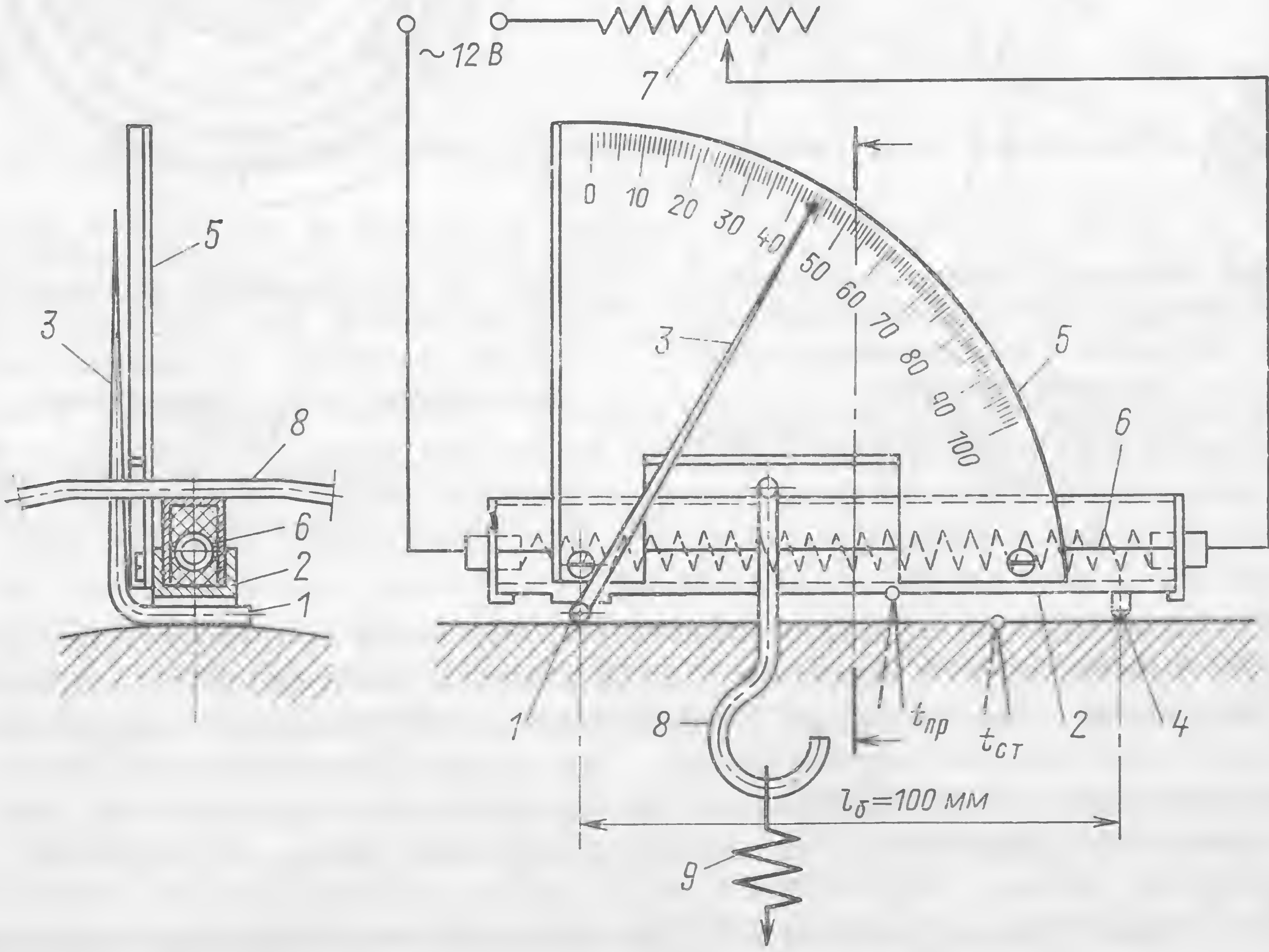


Рис. 5-5. Роликовый тензометр системы Елизарова [5-23] с электроподогревом базовой планки.

1 — ролик; 2 — базовая планка; 3 — стрелка; 4 — штифт; 5 — шкала; 6 — электронагреватель базовой планки; 7 — реостат; 8 — прижимной хомут; 9 — пружина.

В случае роликовых тензометров поперечное сечение элементов, отводящих теплоту от поверхности стенки паропровода, невелико и искажение температурного поля и напряженного состояния в местах расположения тензометров можно не учитывать. Поэтому для роликовых тензометров компенсационные планки не предусматривались.

В процессе отбора и совершенствования оправдала себя конструкция высокотемпературного роликового тензометра МЭИ с дифференциально-трансформаторным датчиком (рис. 5-7). Особенностью этой конструкции является использование упругой вилкообразной базовой планки 1 и

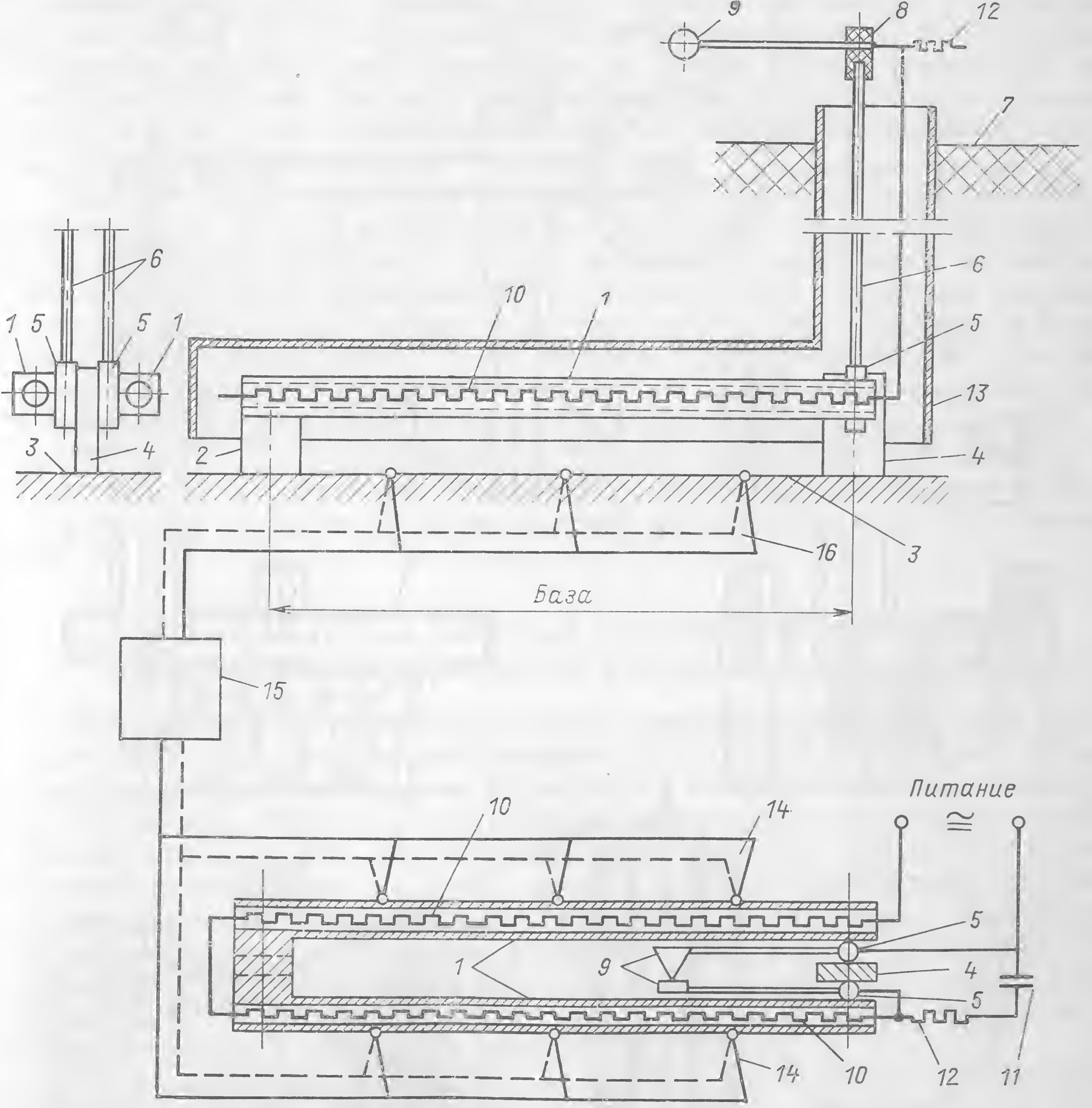


Рис. 5-6. Роликовый тензометр Елизарова [5-26] с регулируемым электроподогревом базовой планки.

1 — вилкообразная базовая планка; 2 — крепящая стойка; 3 — стенка паропровода; 4 — прижимная стойка; 5 — ролики; 6 — выводы роликов; 7 — теплоизоляция; 8 — электроизоляционная головка; 9 — контактная пара; 10 — электронагреватель; 11 — искрогасящий конденсатор; 12 — электросопротивление; 13 — кожух тензометра; 14, 16 — термопары для измерения температуры соответственно базовой планки и стенки паропровода; 15 — потенциометр.

опорного башмака *2* П-образной формы, между которыми зажаты два ролика — измерительный *3* и направляющий *4*. Направляющий ролик имеет небольшую длину и служит для уменьшения трения в измерительной системе. Опорный башмак закрепляется на поверхности паропровода при помощи приварного штыря *5*. На рис. 5-7 изображены два варианта тензометра — аксиальный и тангенциальный. База аксиального тензометра располагается вдоль образующей, а база тангенциального — перпендикулярно аксиальному в окружном направлении трубы.

Неразрезной конец базовой планки закрепляется на поверхности паропровода при помощи приварного штыря *6*. Расстояние между осями штырей *5* и *6* составляет базу тензометра, которая у старой модификации равна 50 и у новой 25 мм. Свободный разрезной конец базовой планки, прижимающий ролики к башмаку, имеет возможность перемещаться относительно башмака при деформации паропровода, т. е. при изменении базового расстояния. При этом ролики поворачиваются на некоторый угол в противоположных направлениях.

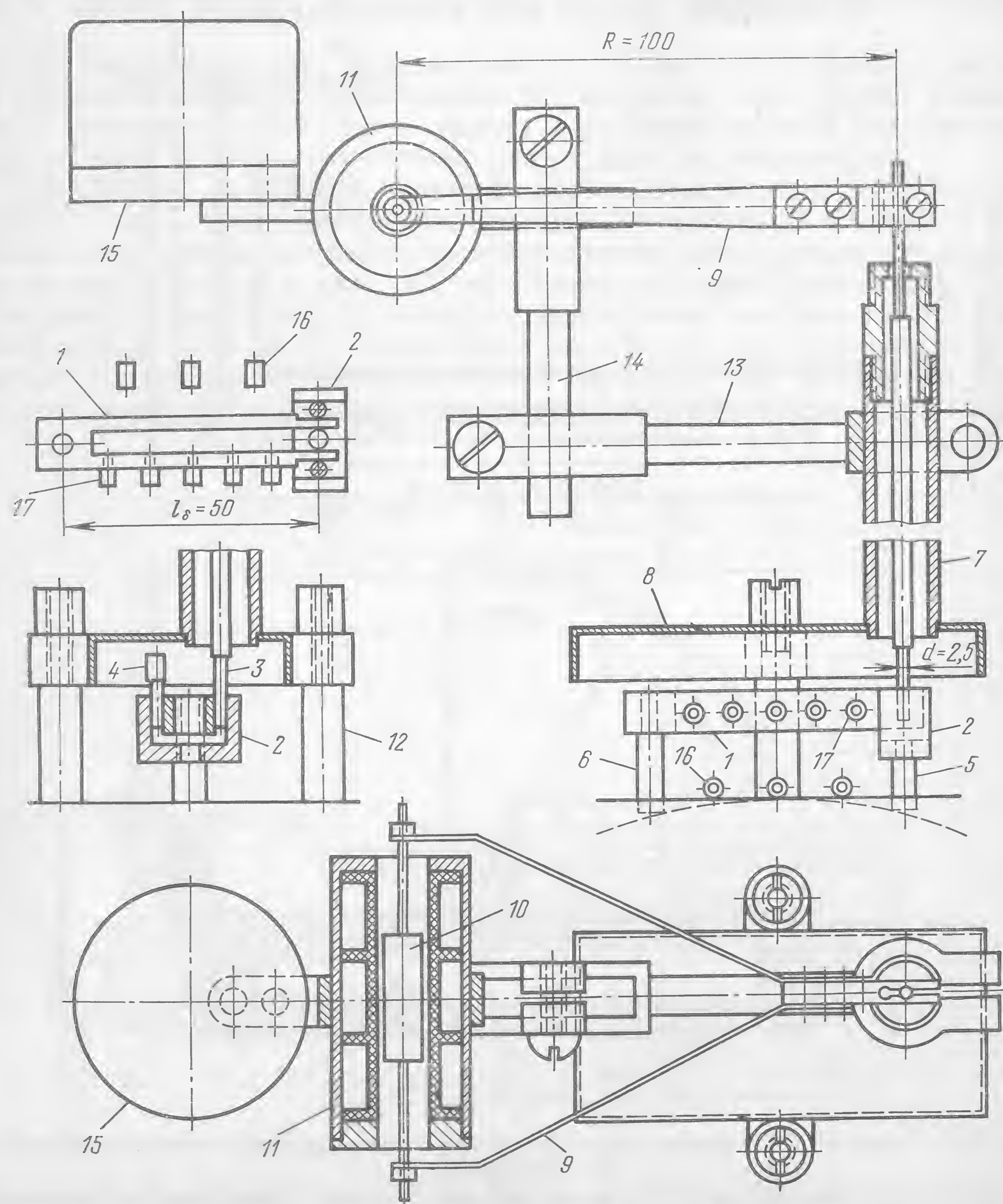


Рис. 5-7. Роликовый тензометр МЭИ с дифференциально-трансформаторным датчиком для натурных измерений на работающих паропроводах.

Измерительный ролик *3* через трубку *7* кожуха *8* выведен за пределы тепловой изоляции паропровода. На его верхнем холодном конце закреплен поводок *9* и на нем держится сердечник *10* дифтрансформаторного датчика. При повороте измерительного ролика поводок перемещает сердечник внутри катушки датчика. Поскольку угол поворота ролика при деформации паропровода весьма мал, траектория перемещения сердечника, близкая к дуге окружности, практически прямолинейна.

Сердечник прикреплен только к ролику *3* и перемещается внутри катушки с зазором, поэтому ему не препятствует трение или какие-либо связи и достигается высокая чувствительность измерительного устройства. Повышению чувствительности прибора способствует большой передаточный коэффициент системы ролик — поводок: отношение расстояния от оси ролика до оси сердечника R к диаметру ролика $d_р$, равное передаточному коэффициенту устройства, в данном случае составляет $i = R/d_р = 100/2{,}5 = 40$. Высокой чувствительности тензометра способствует также малая масса подвижной системы тензометра, состоящей из ролика, поводка и сердечника.

Базовая планка тензометра с башмаком и роликами закрывается кожухом *8* (рис. 5-7). К трубке кожуха при помощи хомута *13* и штыря *14* крепится корпус датчика *11*. Кожух тензометра укрепляется на поверхности испытуемого паропровода при помощи двух приварных цилиндрических стоек *12*. На панели *15* датчика закрепляются зажимы, к которым присоединены выводы от его обмоток. Гибкими проводами колодка зажимов датчика соединяется с колодкой зажимов для тензометрии. Последняя устанавливается по месту вблизи от объекта измерений и рассчитана на присоединение к ней четырех тензометров: их датчиков и термопар. Термопары на поверхности паропровода зачеканиваются в приварные бобышки *16*, а на базовой планке закрепляются в головках *17*.

5-4. ТЕМПЕРАТУРНАЯ ПОПРАВКА ПРИ ГОРЯЧЕЙ ТЕНЗОМЕТРИИ ПАРОПРОВОДОВ И ОБРАБОТКА РЕЗУЛЬТАТОВ ИЗМЕРЕНИЙ

При горячей натурной тензометрии паропроводов с помощью приборов МЭИ требуется вводить поправку к показаниям на разность температурных удлинений стенки паропровода и базовой планки тензометра. Последняя обычно изготовляется из материала, одинакового с испытуемым паропроводом, но допустимо использование для изготовления базовых планок стали и других марок. В этом случае несколько усложняется обработка и увеличивается погрешность результатов, поскольку во всем диапазоне температур, в котором производятся измерения деформаций, приходится использовать табличные данные о коэффициенте температурного удлинения материала не только паропровода, но и базовых планок, а эти данные обладают погрешностью.

Как правило, при измерениях на горячем паропроводе температура стенки трубы выше, чем базовой планки, причем эта разность температур возрастает с повышением температуры стенки паропровода. Максимально эта разность температур при хорошей тепловой изоляции паропровода и тензометра и при расположении тензометра на верхней образующей горизонтального участка паропровода не превышает 10—15°С; при расположении тензометра на нижней образующей горизонтального

паропровода она несколько больше и достигает 25—40°C. На боковых образующих горизонтальных паропроводов и при расположении тензометров на вертикальных участках паропроводов разность температур между стенкой трубы и базовой планкой составляет 15—25°C.

За счет этой разности температур стенка паропровода приобретает дополнительное удлинение относительно базовой планки и показание тензометра в единицах абсолютной деформации $\Delta l_{и}$ увеличивается. Чтобы найти напряжение в стенке паропровода, надо из измеренной прибором деформации $\Delta l_{и}$ вычесть температурную поправку Δl_t, равную разности температурных удлинений стенки паропровода и базовой планки тензометра. Для рычажного тензометра (рис. 5-1) дополнительно должно быть учтено температурное удлинение компенсационных планок.

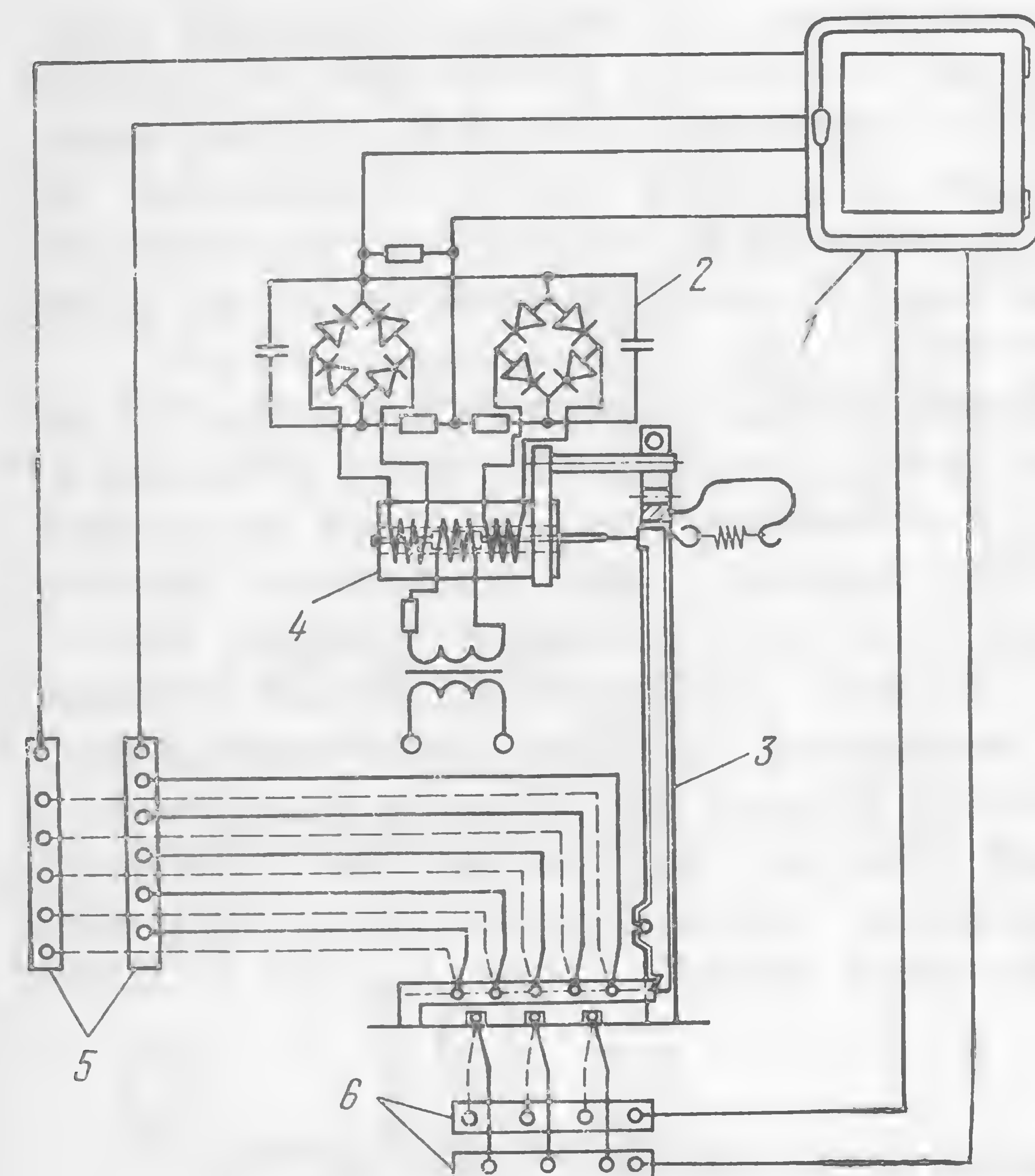


Рис. 5-8. Измерительная система МЭИ для высокотемпературной тензометрии паропроводов с использованием схемы группового параллельного подключения термопар для нахождения средних температур стенки паропровода и базы тензометра при введении температурной поправки к показаниям тензометра.

1 — потенциометр; *2* — панель полупроводниковых диодов; *3* — рычажный тензометр; *4* — дифтрансформаторный датчик; *5* — сборные зажимы термопар на базовой планке; *6* — сборные зажимы термопар на паропроводе.

Для определения температурной поправки каждый тензометр оснащается группой термопар, поскольку стенка паропровода в месте установки тензометра и базовая планка обычно имеют неравномерную по длине температуру. Для установки термопар в базовой планке делаются отверстия (рис. 5-1, 5-7), в которых винтами закрепляются горячие спаи термопар. Устанавливается от двух до пяти термопар в зависимости от длины базовой планки и неравномерности ее температуры. Для измерения температуры стенки паропровода у его наружной поверхности в месте, где установлен тензометр, вдоль базовой планки привариваются на равных расстояниях две — три бобышки с отверстиями для зачеканки горячих спаев термопар (деталь *13* на рис. 5-1).

Для определения температурной поправки надо найти средние температурные удлинения стенки объекта и базы тензометра. Их можно приближенно оценивать по средним температурам. В результате задача в основном сводится к определению средних температур стенки паропровода и базовой планки тензометра. При расчете температурной поправки для тензометра с компенсационными планками (рис. 5-1) из суммы температурных удлинений стенки паропровода на базовом отрезке длины и компенсационных планок на всей их длине надо вычесть температурное удлинение базовой планки тензометра, длина которой равна сумме указанных выше длин.

Для получения температурной поправки в первых опытах горячей натурной тензометрии затрачивалось много времени и труда на замеры температур стенки паропровода, базовых и компенсационных планок тензометров по многочисленным термопарам, установленным на каждом тензометре. Для сокращения количества необходимых замеров и для облегчения обработки результатов измерений была предложена и использовалась в дальнейшем при всех тензометрических испытаниях схема группового параллельного подключения термопар к потенциометру (рис. 5-8), позволяющая определять сразу среднюю температуру для группы объединенных термопар. На рисунке показаны две группы термопар: одна из них (5 шт.) закреплена в базовой планке тензометра, а другая — (3 шт.) зачеканена в бобышки, приваренные к поверхности испытуемого паропровода. Каждая группа термопар присоединена к объединительным зажимам. Объединительные зажимы подключались к двум точкам автоматического потенциометра типа ЭПП-09.

Вместо замера термо-э. д. с. каждой термопары по отдельности и определения среднеарифметических термо-э. д. с. расчетным путем схема параллельного подключения термопар позволяет путем замера разностей потенциалов $U^{X}—U^{A}$ между объединительными клеммами сразу находить среднеарифметические термо-э. д. с. и по ним — средние температуры базовой планки и стенки паропровода.

Аналогичная схема описана в [5-27], но там она предлагалась для термопар, не зачеканенных в металл. Здесь эта схема впервые применена для термопар, горячие спаи которых зашунтированы через металл, в который они зачеканены.

Основным условием применимости данной схемы является равенство электрических сопротивлений однородных термоэлектродных проводов:

$$\left.\begin{aligned} r_1^{X} = r_2^{X} = r_3^{X} = \ldots = r_z^{X} = r^{X}\,; \\ r_1^{A} = r_2^{A} = r_3^{A} = \ldots = r_z^{A} = r^{A}\,. \end{aligned}\right\} \qquad (5\text{-}3)$$

Второе условие — потенциометрический метод измерения объединенной термо-э. д. с., при котором ток через потенциометр равен нулю.

Была теоретически доказана правомерность использования данной схемы для определения усредненной температуры детали при зачеканенных термопарах.

Применение схемы параллельного подключения термопар значительно облегчило и ускорило определение средних температур испытуемой детали и базы тензометра, необходимых для вычисления температурной поправки. Возможность использования схемы параллельного включения термопар была проверена в лабораторных условиях путем сопоставления результатов определения средних температур при раздельном и при групповом измерениях. Результаты опытов дали хорошую сходимость.

Ниже приводится метод обработки результатов при тензометрии по способу МЭИ.

При использовании у рычажных тензометров базовых и компенсационных планок из стали одинаковой с паропроводом марки для каждого тензометра необходима регистрация лишь двух усредненных температур: средней температуры стенки паропровода и компенсационных планок $t_{ср}^{ст+к}$ и средней температуры базовой планки тензометра $t^{б}_{ср}$.

Измеренную тензометром деформацию стенки паропровода на базовой длине обозначим через $\Delta l_и$.

Среднее температурное удлинение стенки паропровода и компенсационных планок подсчитывается по формуле

$$\Delta l_{t\text{ср}}^{\text{ст+к}} = (l_б + l_к)\, \alpha_{t\text{ср}}^{\text{ст+к}}\, t_{\text{ср}}^{\text{ст+к}}, \qquad (5\text{-}4)$$

где $l_б$ и $l_к$ — длина базы тензометра и компенсационных планок (у использовавшихся тензометров $l_б = l_к = 50$ мм); $\alpha_{t\text{ср}}^{\text{ст+к}}$ — усредненный коэффициент линейного температурного удлинения стенки паропровода и компенсационных планок тензометра при их средней температуре.

Среднее температурное удлинение базовой планки тензометра

$$\Delta l^б_{t\text{ср}} = (l_б + l_к)\, \alpha^б_{t\text{ср}} t^б_{\text{ср}}. \qquad (5\text{-}5)$$

Здесь $\alpha^б_{t\text{ср}}$ — коэффициент линейного температурного удлинения базовой планки тензометра при ее средней температуре.

Температурная поправка к показаниям тензометра равна разности температурных удлинений:

$$\Delta l_t = \Delta l_{t\text{ср}}^{\text{ст+к}} - \Delta l_{t\text{ср}}^{б}. \qquad (5\text{-}6)$$

Деформация стенки паропровода, обусловленная действующим в металле напряжением,

$$\Delta l_\sigma = \Delta l_и - \Delta l_t. \qquad (5\text{-}7)$$

Расчет деформаций по формулам (5-4) — (5-7) должен быть выполнен как для аксиального, так и для парного с ним тангенциального тензометра, после чего подсчитываются относительные деформации $\varepsilon_z = \Delta l_{\sigma z}/l_б$ и $\varepsilon_t = \Delta l_{\sigma t}/l_б$ и далее по формулам (5-1), (5-2) находятся напряжения.

Обработка результатов тензометрии паропроводов по приведенным выше формулам производилась на ЭВМ по специальным разработанным в МЭИ и в Донецком отделении ОРГРЭС программам.

5-5. АППАРАТУРА ДЛЯ ДИСТАНЦИОННОЙ РЕГИСТРАЦИИ ДЕФОРМАЦИЙ ПАРОПРОВОДОВ, ИЗМЕРЯЕМЫХ С ПОМОЩЬЮ ТЕНЗОМЕТРОВ МЭИ

При разработке метода передачи измеренной деформации от тензометров ко вторичному регистрирующему прибору встретились значительные трудности. Измерительная система здесь должна обладать высокой чувствительностью, поскольку весь диапазон регистрируемых перемещений не превышает 0,6 мм, а составляющая, обусловленная действующими напряжениями, составляет приблизительно 10% этой величины.

Наиболее удобными для передачи на расстояние являются электрические методы измерения. Вопросам электрических методов измерения неэлектрических величин посвящена многочисленная специальная литература. Часть ее приведена в прилагаемой библиографии [5-28—5-30]. Ввиду того что при использовании тензометров МЭИ необходима регистрация температур металла стенки паропровода и базы тензометра, измеряемых с помощью термопар, наиболее удобными для регистрации являются автоматические потенциометры типов ЭПП-09 или КСП-4. К этим же регистраторам целесообразно подключать и измерители деформаций паропроводов. В этом случае погрешность за счет неодновременности замеров температур и деформаций по каждому тензометру может быть сведена к минимуму, что особенно важно при больших скоростях прогрева или охлаждения паропровода (8—12°С/мин).

Для решения данной задачи надо было разработать чувствительный к малым перемещениям (до 0,01 мм) датчик и составить измерительную схему. На выходной сигнал датчика не должен влиять его нагрев до 150—200°С, возможный в условиях измерений на действующем паропроводе. Должно быть исключено также влияние на датчик магнитных полей. Датчик должен быть достаточно надежен в условиях длительных экспериментов на паропроводах ТЭС, когда сказывается воздействие агрессивных газов (CO_2, SO_2) и повышенной влажности окружающей среды, а также отложений пыли.

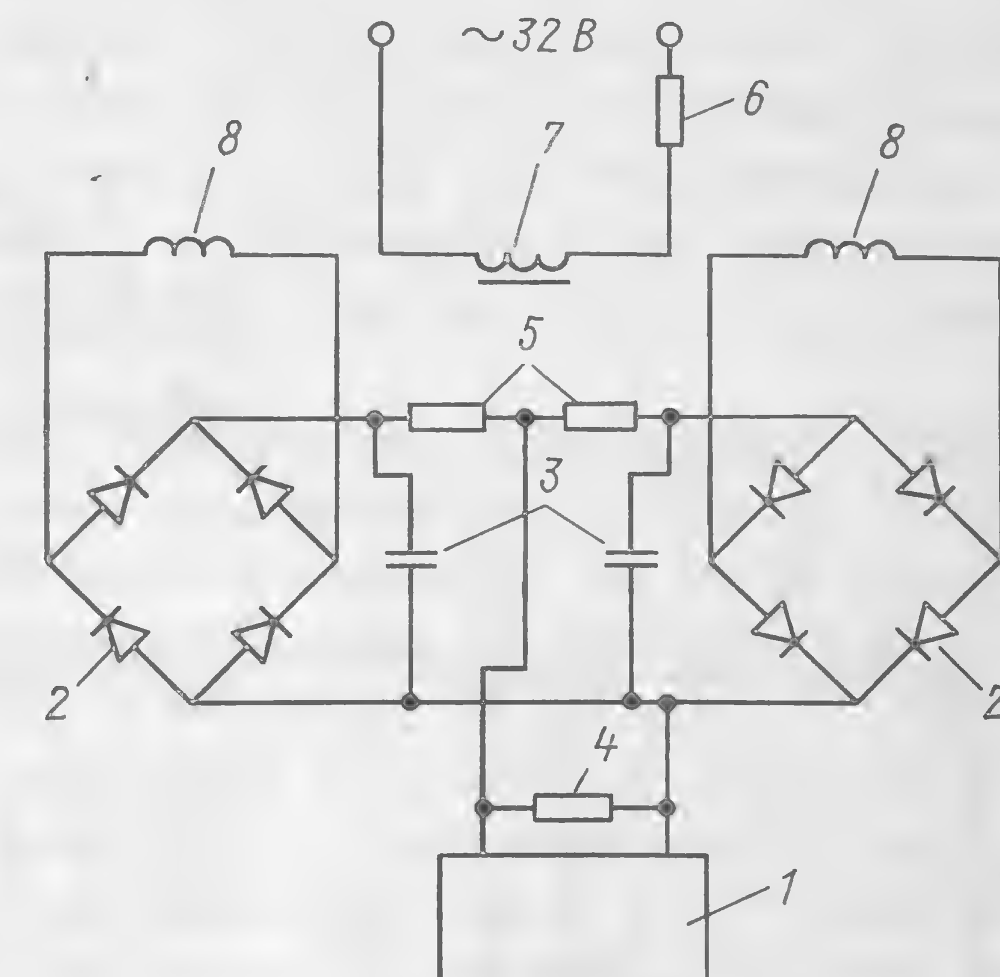


Рис. 5-9. Схема ИМАШ для подключения дифтрансформаторного датчика малых перемещений к потенциометру.

1 — потенциометр; *2* — диоды типа Д-220; *3* — конденсаторы по 20 мкф; *4*, *5* — сопротивления типа ОМЛТ-200 и 1500 Ом; *6* — сопротивление из манганина 150 Ом; *7* — первичная катушка датчика 400 витков, проволока ПЭВ диаметром 0,38 мм, сопротивление 3,6 Ом; *8* — вторичные катушки датчика по 2500 витков, проволока ПЭВ диаметром 0,12 мм, сопротивлением по 190 Ом.

В результате изучения имеющихся в литературе данных по различным типам датчиков перемещений [5-30] после конструктивной проработки, изготовления и лабораторных испытаний целого ряда реостатных, индукционных и других типов датчиков окончательно был принят для использования дифференциально-трансформаторный датчик, изображенный на рис. 5-2. За основу была принята конструкция малогабаритного датчика завода «Манометр», однако ряд узлов датчика был заново конструктивно проработан применительно к тензометрам МЭИ. Для повышения чувствительности датчика к малым перемещениям было уменьшено число витков в средней (первичной) обмотке до 400 против 2500 в крайних (вторичных) обмотках и одновременно увеличено сечение этой обмотки до диаметра 0,38 мм против диаметра 0,12 мм в крайних обмотках. Для уменьшения перестановочного усилия и устранения влияния трения сердечник *2* датчика со штоками был выполнен на подвесках в виде двух гибких плоских пружин *8* из латунной фольги (в комплекте датчика с роликовым тензометром подвески не используются).

Следующей задачей, потребовавшей разрешения, был выбор наиболее рациональной схемы подключения датчика к электронному автоматическому потенциометру типа ЭПП-09 (или КСП-4), обеспечивающей достаточную точность и надежность измерений, стабильность показаний и минимум влияния нагрева датчика на показания потенциометра. В результате выполненных многочисленных лабораторных и промышленных испытаний различных схем подключения, окончательно была принята схема ИМАШ [5-31] на полупроводниковых диодах (рис. 5-9). Эта схема отличается простотой и надежностью. Для уменьшения влияния нагрева датчика на показания вторичного прибора последовательно с первичной обмоткой датчика включалось сопротивление в 150 Ом из манганина, а во вторичных цепях сопротивления типа ОМЛТ были увеличены до 1500 Ом. Использование для этой же цели

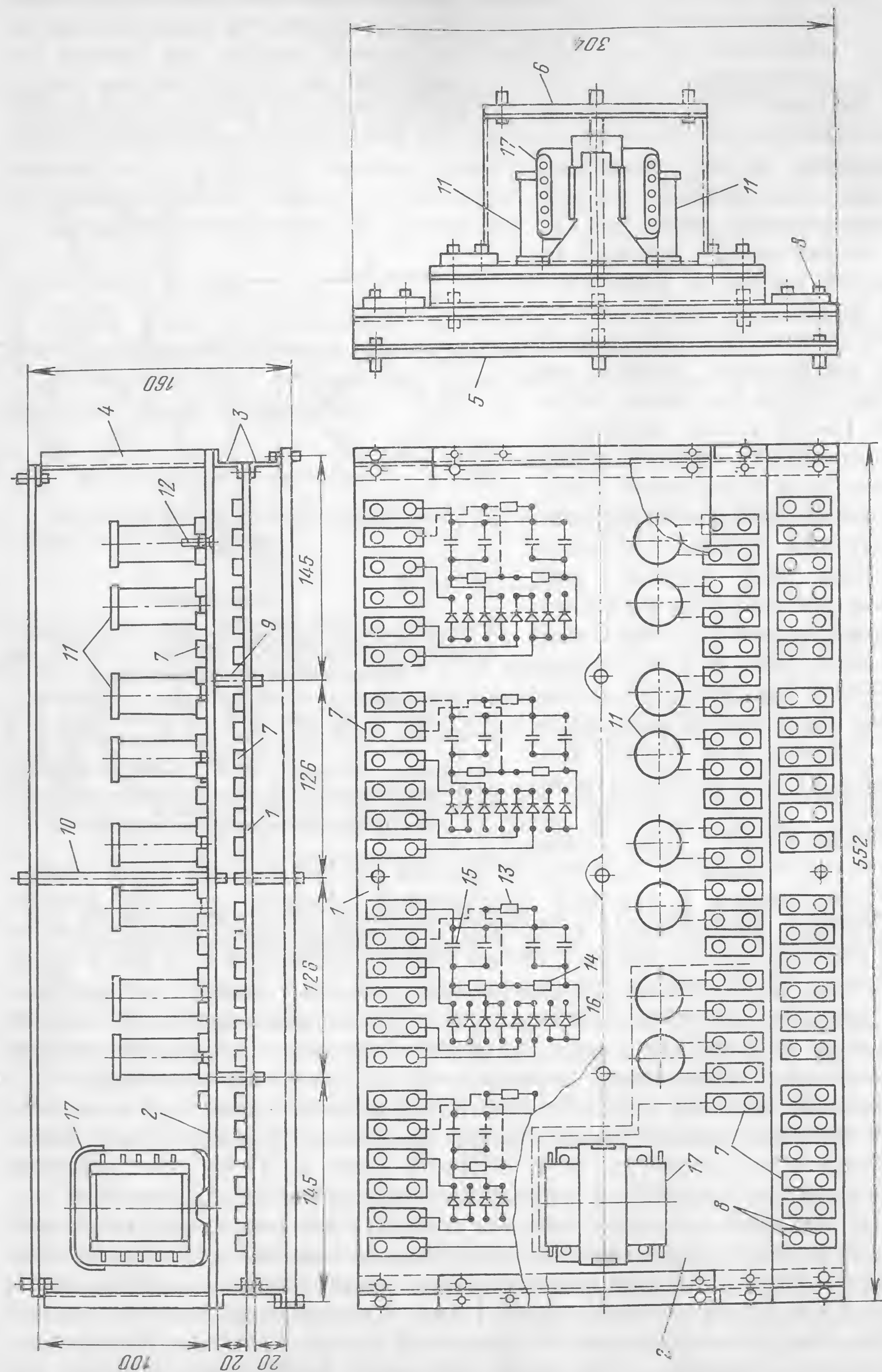


Рис. 5-10. Панель подключения дифтрансформаторных датчиков к потенциометру.

1 — панель диодов; *2* — панель трансформатора; *3, 4* — стойки; *5, 6* — нижняя и верхняя крышки; *7* — зажимы; *8* — зажимные винты; *9, 10* — стяжки; *11* — катушки добавочных сопротивлений из манганина; *12* — винты крепления катушек; *13, 14* — сопротивления типа ОМЛТ; *15* — конденсаторы; *16* — диоды; *17* — трансформатор питания 220/32 В с восемью вторичными обмотками.

терморезисторов [5-32] не дало существенных положительных результатов.

Схема ИМАШ в тензометрической установке конструктивно была реализована в виде панели подключения (рис. 5-10). Она была выполнена двухэтажной. В ее состав входили панель полупроводниковых диодов — нижний этаж, и панель трансформатора питания и катушек добавочных сопротивлений — верхний этаж. Панель диодов состоит из восьми одинаковых ячеек, каждая из которых рассчитана на подключение одного датчика, а вся панель — на восемь датчиков. На панели диодов в соответствии со схемой, изображенной на рис. 5-9, смонтированы полупроводниковые германиевые диоды типа Д-220, электрические сопротивления типа ОМЛТ и конденсаторы типа К-53. Каждая ячейка панели диодов имеет шесть зажимов, используемых для присоединения вторичных обмоток датчика (четыре зажима) и потенциометра (два зажима). Панель подключения устанавливается на том же щите, где монтируются потенциометры.

На панели трансформатора питания и катушек добавочных сопротивлений (верхний этаж панели подключения) смонтирован один общий трансформатор питания 220/32 В, имеющий 8 выводов на напряжении 32 В, и 16 манганиновых катушек сопротивления по 75 Ом каждая. Катушки сопротивления включены попарно в 8 групп по 150 Ом в группе. Сечение провода и габариты катушек выбраны из расчета допустимого нагрева при длительной работе в помещении, имеющем температуру воздуха 40°C. Выводы от трансформатора питания через манганиновые катушки присоединены к зажимам верхнего этажа панели. К этим зажимам присоединяются первичные обмотки датчиков. На верхнем этаже панели подключения в каждой ячейке предусмотрены дополнительные зажимы для присоединения подгоночных сопротивлений, служащих для выравнивания наклона характеристик датчиков.

5-6. ЛАБОРАТОРНЫЕ ИСПЫТАНИЯ ТЕНЗОМЕТРОВ МЭИ И ИХ МЕТРОЛОГИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ

Все использовавшиеся МЭИ типы тензометров проходили лабораторную проверку. Для дифференциально-трансформаторных датчиков снимались характеристики по перемещению: зависимость показаний по шкале потенциометра от положения сердечника датчика.

Характеристики датчиков по перемещению снимались при помощи специального тарировочного приспособления. Для каждого датчика снималась индивидуальная характеристика и тарировочное приспособление позволяло осуществлять это непосредственно на рабочем месте датчика.

На рис. 5-11 в качестве примера представлена снятая при помощи этого приспособления характеристика одного из датчиков при прямом и обратном ходе. Характеристика практически линейная. Данные этого и аналогичных опытов позволили определить вариацию измерительной системы.

На рис. 5-12 иллюстрируется характеристика, показывающая влияние нагрева датчика от 20 до 200°C на наклон его характеристики. Оно не превышает 5% максимального диапазона изменения измеряемой деформации. Нагрев датчика приводил к незначительному смещению характеристики вверх и к небольшому уменьшению ее крутизны.

Тензометры с датчиками испытывались в смонтированном на трубчатом образце виде на испытательных машинах. Схема испытательной

установки применительно к роликовому тензометру изображена на рис. 5-13. Здесь для горячих испытаний предусмотрены двух- и трехсекционные электронагреватели с независимым регулированием каждой секции с помощью автотрансформатора. Электронагреватели распола-

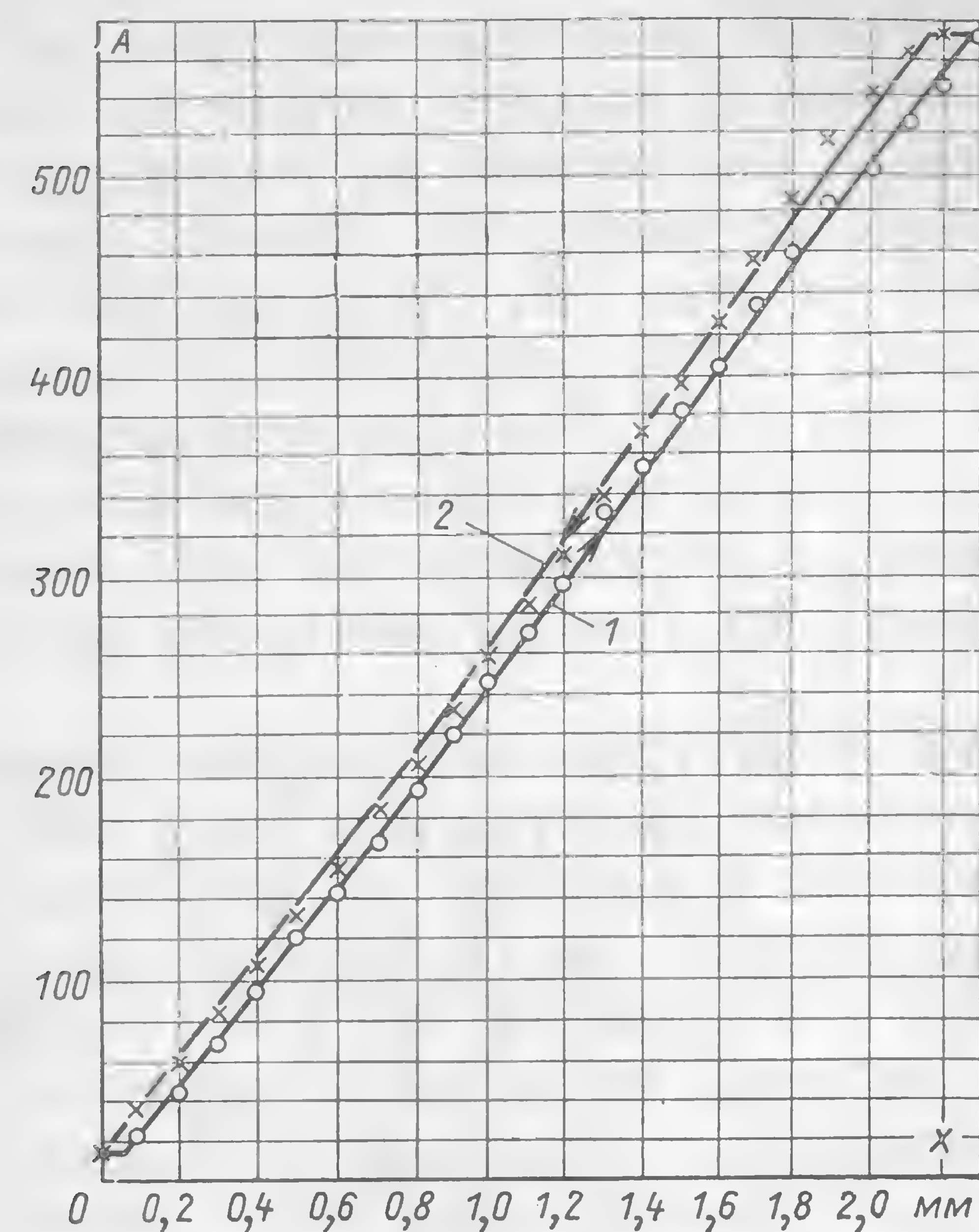


Рис. 5-11. Характеристика датчика по перемещению.

1, 2 — прямой и обратный ходы сердечника; x — перемещение сердечника; A — показание по шкале потенциометра.

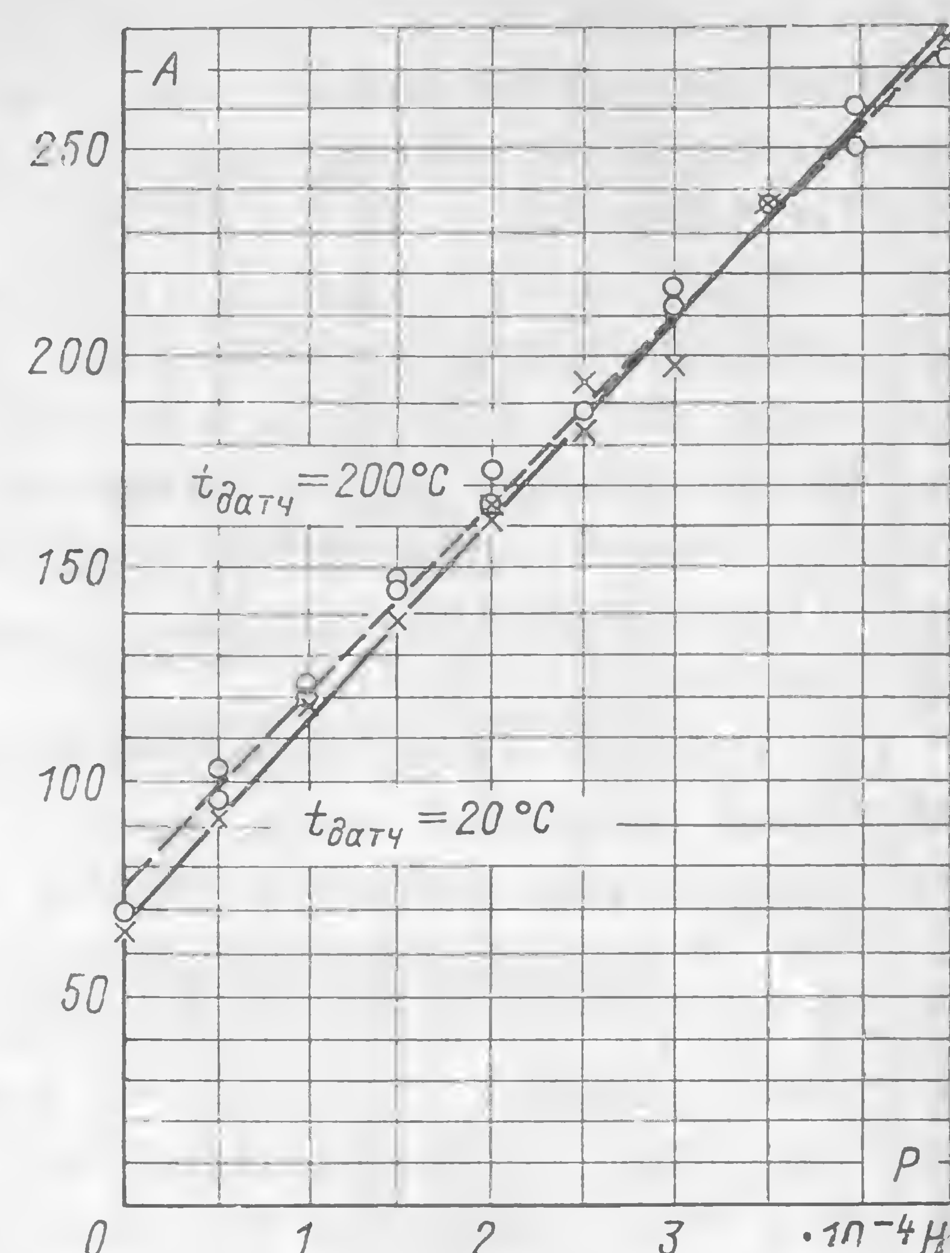
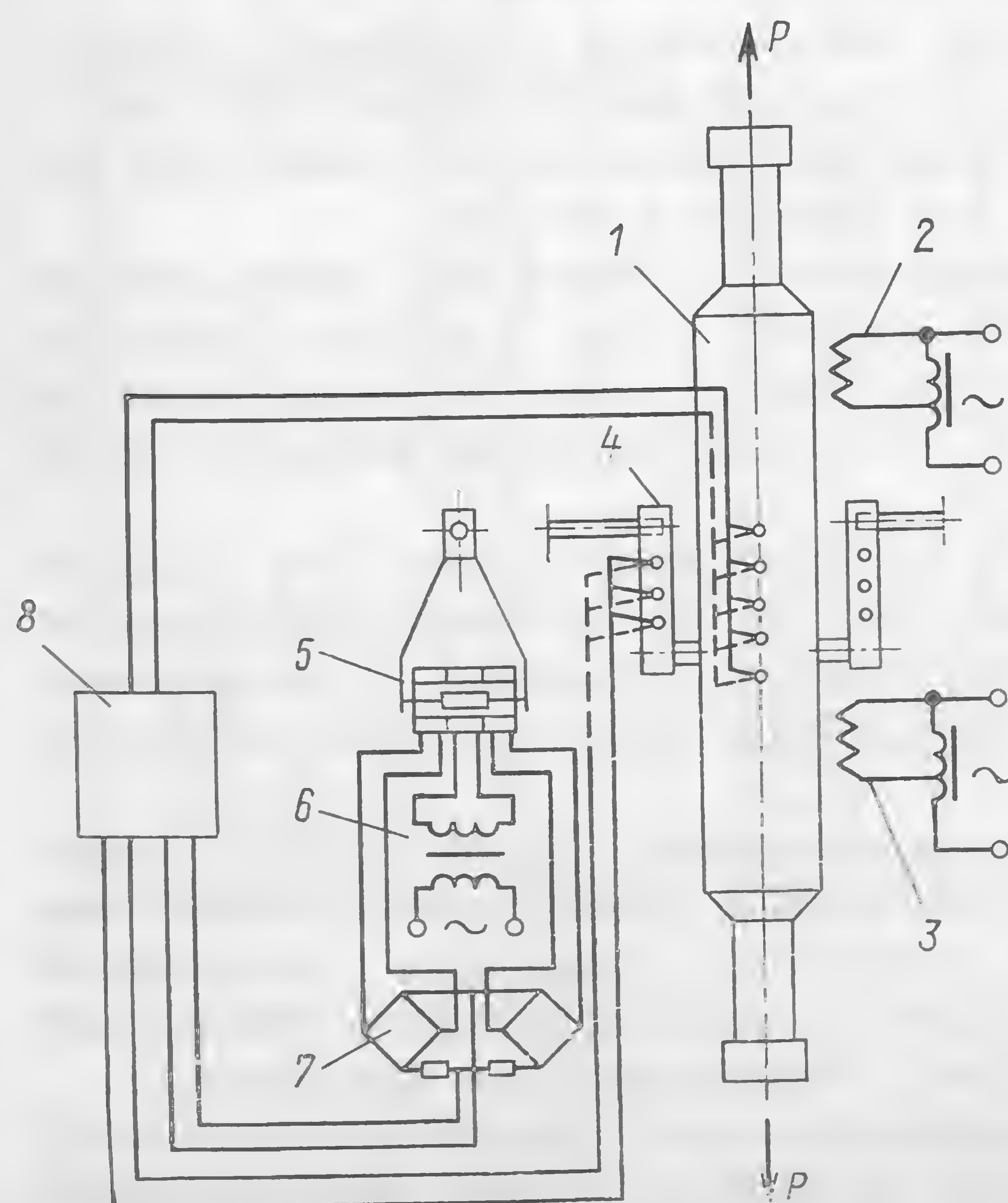


Рис. 5-12. Влияние нагрева датчика от 20 до 200°C на его характеристику.

P — нагрузка на испытательной машине, Н; A — показание в делениях шкалы потенциометра; $t_{датч}$ — средняя температура датчика.

гались внутри образцовой трубки или на ее наружной поверхности. В любом случае образцовая трубка с нагревателем закрывалась снаружи теплоизоляцией из шлаковаты.



Тяги трубчатого образца закреплялись в кулачках испытательной машины, при помощи которой трубка подвергалась периодическому одноосному растяжению. Опыты проводились как без нагрева, так и с нагревом трубчатого образца. Рычажные тензометры испытывались на универсальной испытательной машине

Рис. 5-13. Схема установки для испытания роликовых тензометров на испытательной машине.

1 — трубчатый образец, растягиваемый машиной; 2 — верхний нагреватель трубчатого образца с регулированием нагрузки лабораторным автотрансформатором; 3 — нижний нагреватель с такой же регулировкой; 4 — базовая планка тензометра; 5 — дифтрансформаторный датчик малых перемещений; 6 — трансформатор питания датчика 220/32 В; 7 — панель полупроводниковых диодов (панель подключения); 8 — автоматический потенциометр.

типа УИМ-50 на кафедре динамики и прочности МЭИ, а роликовые тензометры — на испытательной машине Армавирского завода типа УММ-5 на кафедре ТЭС.

На рис. 5-14 представлены результаты холодного испытания тензометра без нагрева трубчатого образца. Здесь напряжение, определенное с помощью тензометра (точки, отмеченные кружками и соединенные пунктирной линией $\sigma_{изм}$), сопоставлено с напряжением, определявшимся путем деления растягивающего усилия, создававшегося машиной, на площадь поперечного сечения трубчатого образца. Опыт дал хорошую сходимость измеренных и расчетных напряжений.

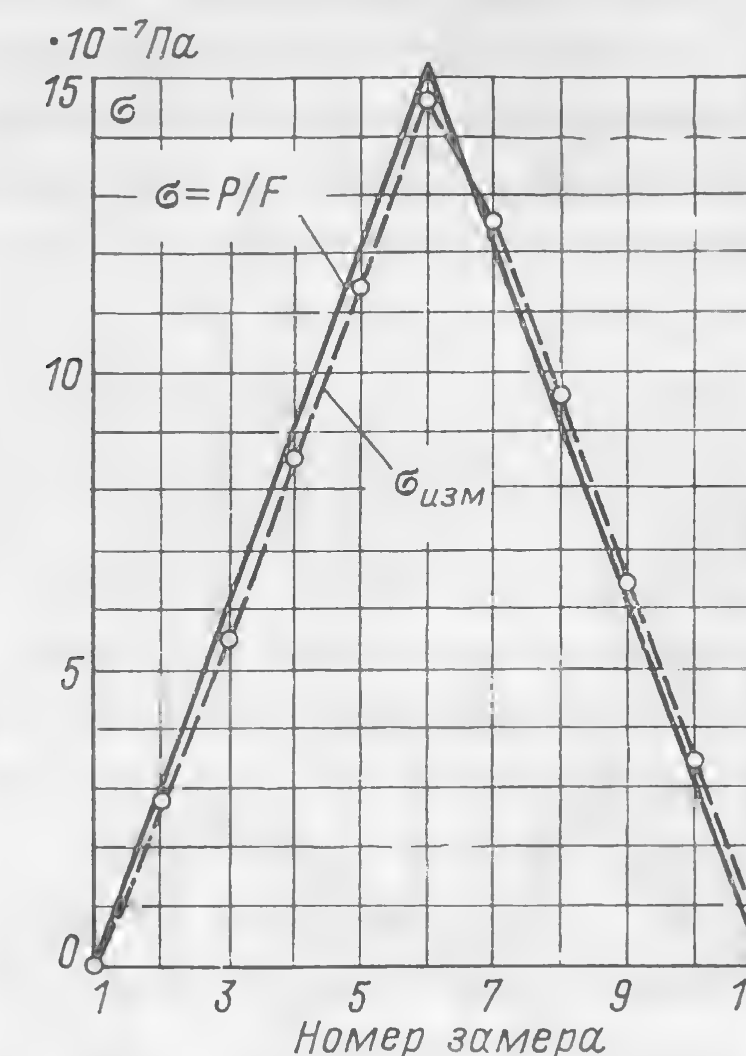


Рис. 5-14. Результаты холодного испытания рычажного тензометра МЭИ на универсальной испытательной машине типа УИМ-50.

$\sigma_{изм}$ — растягивающее напряжение в трубчатом образце по показаниям тензометра; $\sigma = P/F$ — растягивающее напряжение, определяемое делением растягивающего усилия, создаваемого машиной, на площадь поперечного сечения образца.

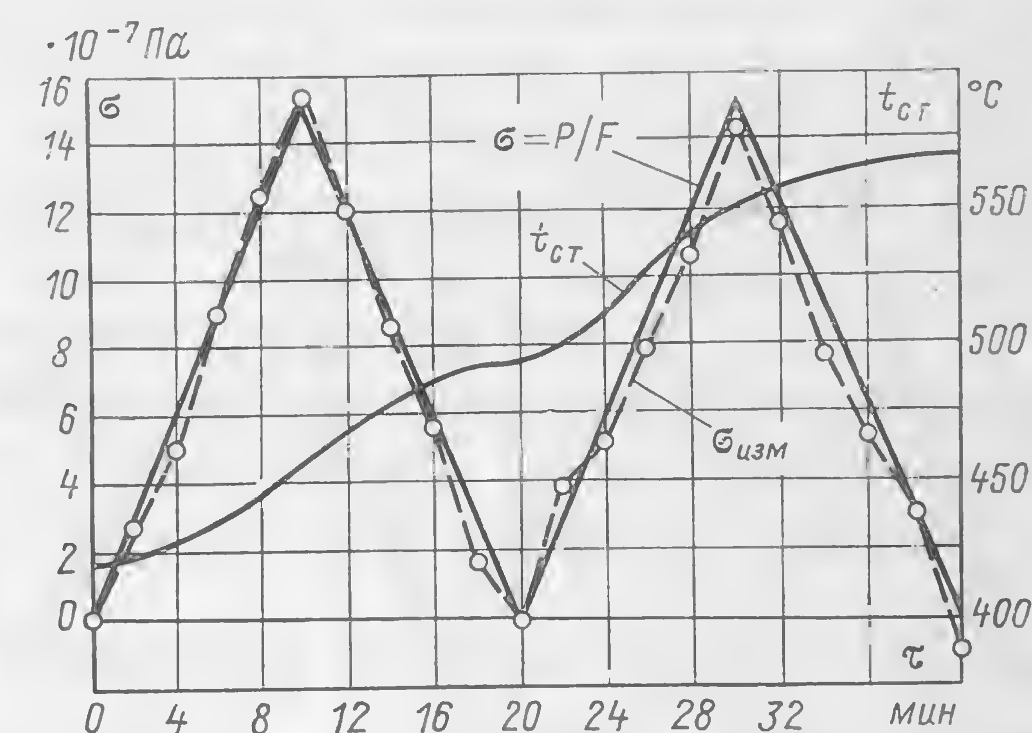


Рис. 5-15. Результаты горячего испытания рычажного тензометра МЭИ на машине УИМ-50.

$t_{ст}$ — средняя температура стенки трубчатого образца вблизи от места установки тензометра; остальные обозначения те же, что и на рис. 5-14.

На рис. 5-15 приводится часть опыта при нагружениях нагреваемого трубчатого образца. Помимо графиков растягивающих напряжений здесь дан график температуры стенки трубы во время испытания. Весь опыт охватывал диапазон температур трубки от 20 до 564°C. Здесь представлена часть опыта в интервале наиболее высоких температур от 435 до 564°C. И в этом опыте было хорошее совпадение измеренных и расчетных напряжений.

На рис. 5-16 представлены данные испытания роликового тензометра на машине УММ-5, осуществлявшегося путем постепенного нагружения трубчатого образца растягивающим усилием P с последующей его разгрузкой без нагрева. Растягивающее напряжение, определявшееся с помощью тензометра (точки, обозначенные кружками, и пунктирный график $\sigma_{изм}$), сопоставлено здесь с напряжением, получае-

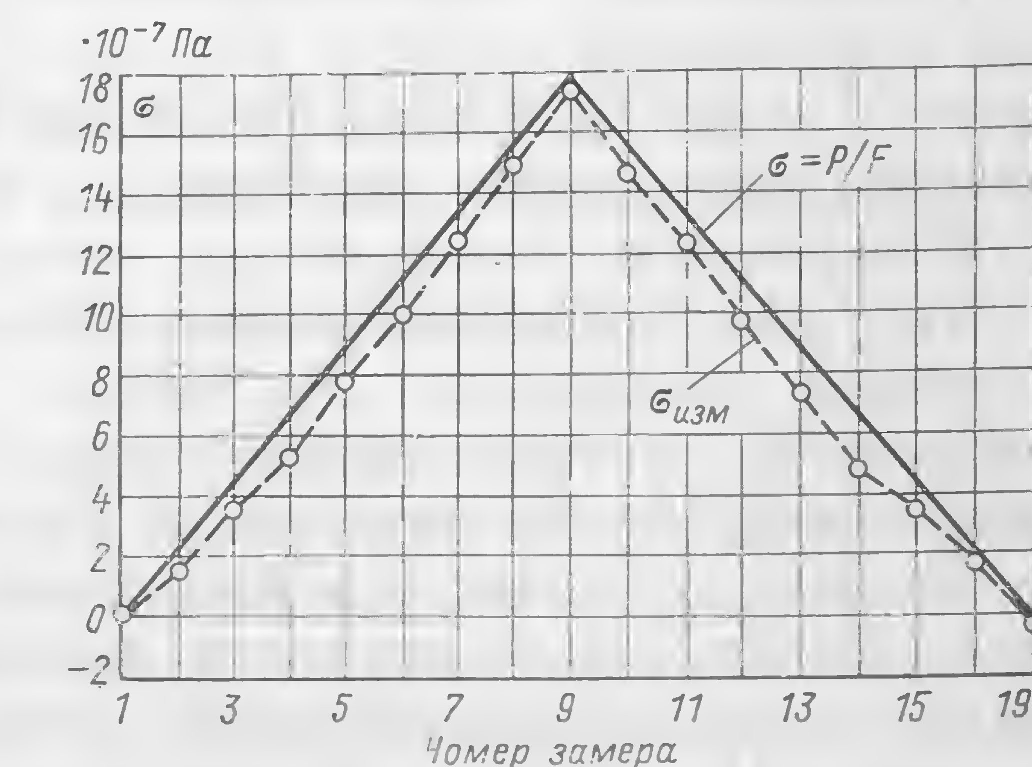


Рис. 5-16. Результаты холодного испытания роликового тензометра на машине УММ-5.

Обозначения те же, что и на рис. 5-14.

мым путем деления растягивающего усилия P, измеряемого машиной, на площадь поперечного сечения трубчатого образца. Как видно из сопоставления графиков, расхождение показаний не превышает 10 МПа. На рис. 5-17 показаны аналогичные данные, полученные при испытании роликового тензометра на машине УММ-5 при нагреве и охлаждении трубчатого образца. На этом рисунке дополнительно приводится график изменения температуры стенки трубчатого образца $t_{ст}$ в месте установки тензометра. Образцовая трубка была изготовлена из стали 20, поэтому не удалось провести опыт при температуре выше 340°С из-за наблюдавшейся текучести трубки при ее нагружении. По этой же причине приходилось уменьшать диапазон нагружения трубки по мере ее нагрева. Несмотря на эти ограничения опыт в целом подтвердил высокую чувствительность роликового тензометра.

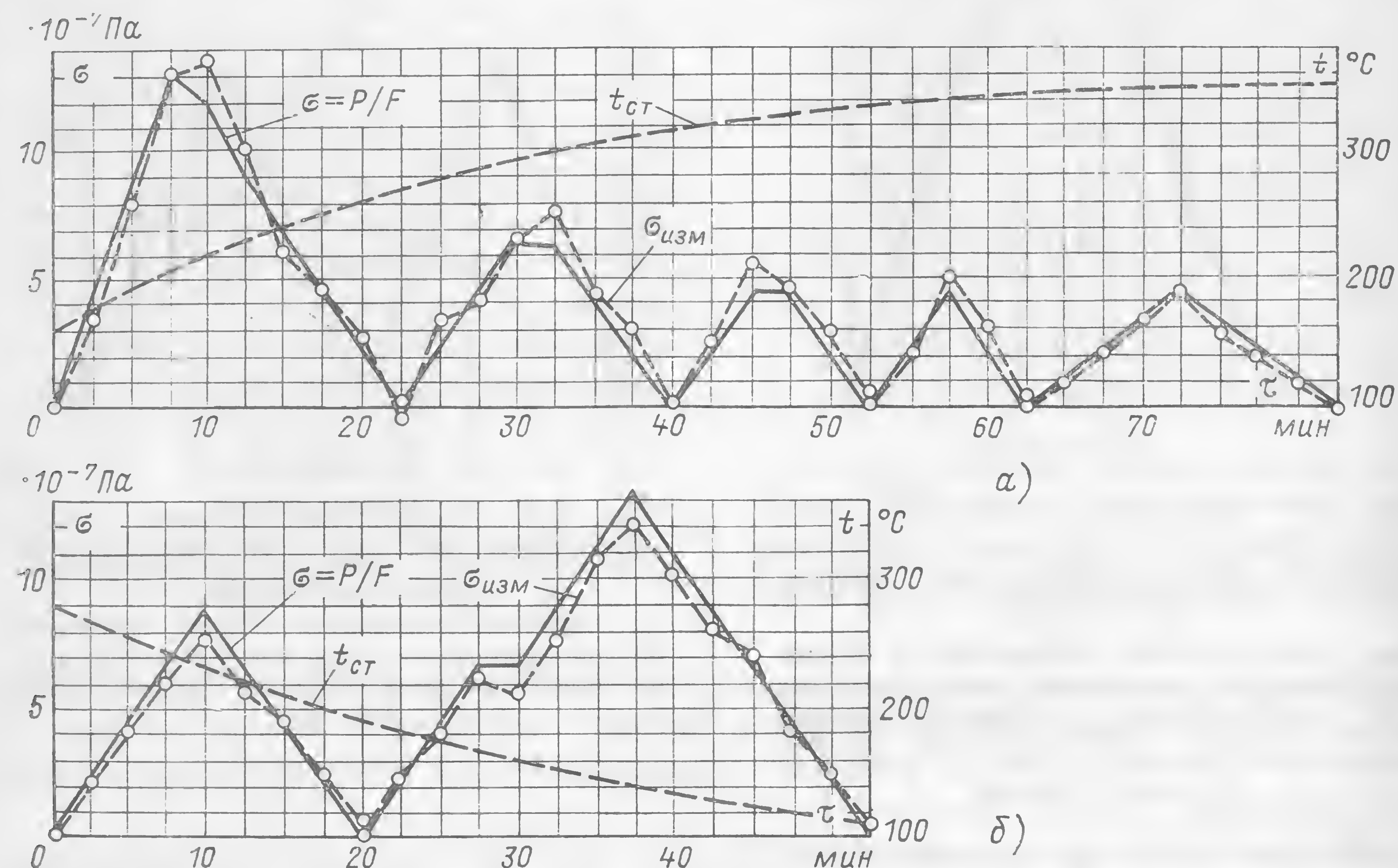


Рис. 5-17. Результаты горячего испытания роликового тензометра на машине УММ-5.
а — при нагреве образца; *б* — при охлаждении образца; обозначения те же, что и на рис. 5-14, 5-15.

Напряжение, определявшееся с помощью тензометра по деформации образцовой трубки, хорошо сходилось с напряжением, определявшимся путем деления растягивающего усилия машины на площадь поперечного сечения трубки.

Отклонения измеренных тензометром напряжений от расчетных в этих опытах наблюдались лишь в двух случаях: в начале нагрева и в начале охлаждения трубчатого образца, что следует объяснить наложением на растягивающие напряжения дополнительных температурных напряжений, появлявшихся в трубке в эти моменты времени.

Оценка погрешности измерений и определение метрологических характеристик тензометров производились с использованием общепринятых методов и рекомендаций [5-33—5-37].

Деформация, вызывающая напряжение в детали, определяется как разность относительной деформации, измеренной тензометром, и относительной температурной поправки, обусловленной разностью температурных удлинений стенки детали и базовой планки тензометра. Таким

образом, погрешность определения деформаций от напряжений определяется погрешностью измерения деформации тензометром, погрешностью определения температур и погрешностью коэффициента температурного расширения стали.

Погрешность измерения деформации тензометром не зависит от температуры. Другие два фактора — температура и коэффициент температурного расширения стали взаимосвязаны, поэтому абсолютная погрешность определения деформации, вызывающей напряжение, рассчитывается по формуле для зависимых переменных с использованием смешанных производных.

Погрешность измерения деформаций тензометром может определяться как расчетным путем, так и экспериментально. Расчетный путь весьма трудоемок ввиду необходимости учета большого числа факторов, от которых зависит точность преобразования механического сигнала (перемещения) в электрический. Поэтому был принят экспериментальный путь оценки погрешности. Эта погрешность определялась на основании метрологических испытаний тензометров, выполнявшихся в лабораторных условиях согласно ГОСТ 0.009-72 на нормируемые метрологические характеристики средств измерения.

Проверка тензометров производилась на испытательных машинах. Деформация, создаваемая машиной, принималась за истинную величину, поскольку погрешность ее определения на порядок меньше погрешности тензометров.

На основании многочисленных повторных опытов были получены основные метрологические характеристики роликовых тензометров. Вариация прибора составила $0,3\cdot10^{-5}$ единиц относительной деформации, а полная погрешность тензометров достигала величины $2,2\cdot10^{-5}$. Абсолютная погрешность при определении деформаций, вызывающих напряжения, определялась главным образом погрешностью измерения температуры и она составила $\pm3\cdot10^{-5}$ единиц относительной деформации. При уровне измеряемых в паропроводных трубах деформаций $5\cdot10^{-4}$ относительная погрешность измерений составляла около $\pm6\%$.

Принимая во внимание тяжелые условия измерений на действующих паропроводах тепловых электрических станций в условиях высоких и переменных температур металла, полученные здесь метрологические характеристики тензометров МЭИ можно считать приемлемыми.

ГЛАВА ШЕСТАЯ

НАТУРНАЯ ТЕНЗОМЕТРИЯ ПАРОПРОВОДОВ В ПЕРЕХОДНЫХ РЕЖИМАХ И КОНТРОЛЬ ПОЛЗУЧЕСТИ

6-1. НАТУРНАЯ ТЕНЗОМЕТРИЯ ПАРОПРОВОДОВ

За время более 20 лет МЭИ в содружестве с Мосэнерго, ЦНИИТмаш, ОРГРЭС и самостоятельно выполнена значительная программа натурных тензометрических исследований различных объектов пароводяных трактов на многих тепловых электростанциях СССР. Исследовались главные паропроводы и их элементы (фланцевые соединения, арматура, тройники, колена и гибы труб), а также барабаны и коллекторы котлов, питательные магистрали, водоопускные трубы циркуляционных контуров. Исследованиями были охвачены объекты на давление от 4 до 24 МПа и на температуру от 450 до 570°С из сталей

различных марок (12МХ, 12Х1МФ, 15Х1М1Ф, 12Х14Н14В2М, 12Х18Н12Т, 15ГС, 16ГНМ).

Исследования проводились на главных паропроводах и паропроводах горячих ниток промперегрева энергетических установок с турбинами Р-25-90, ПТ-60-130, Т-100-130, К-100-90, К-150-170, К-300-240 и К-800-240. Не имея возможности останавливаться на результатах всех многочисленных исследований, рассмотрим лишь некоторые наиболее характерные из них. Часть исследований уже была описана в предыдущих главах книги.

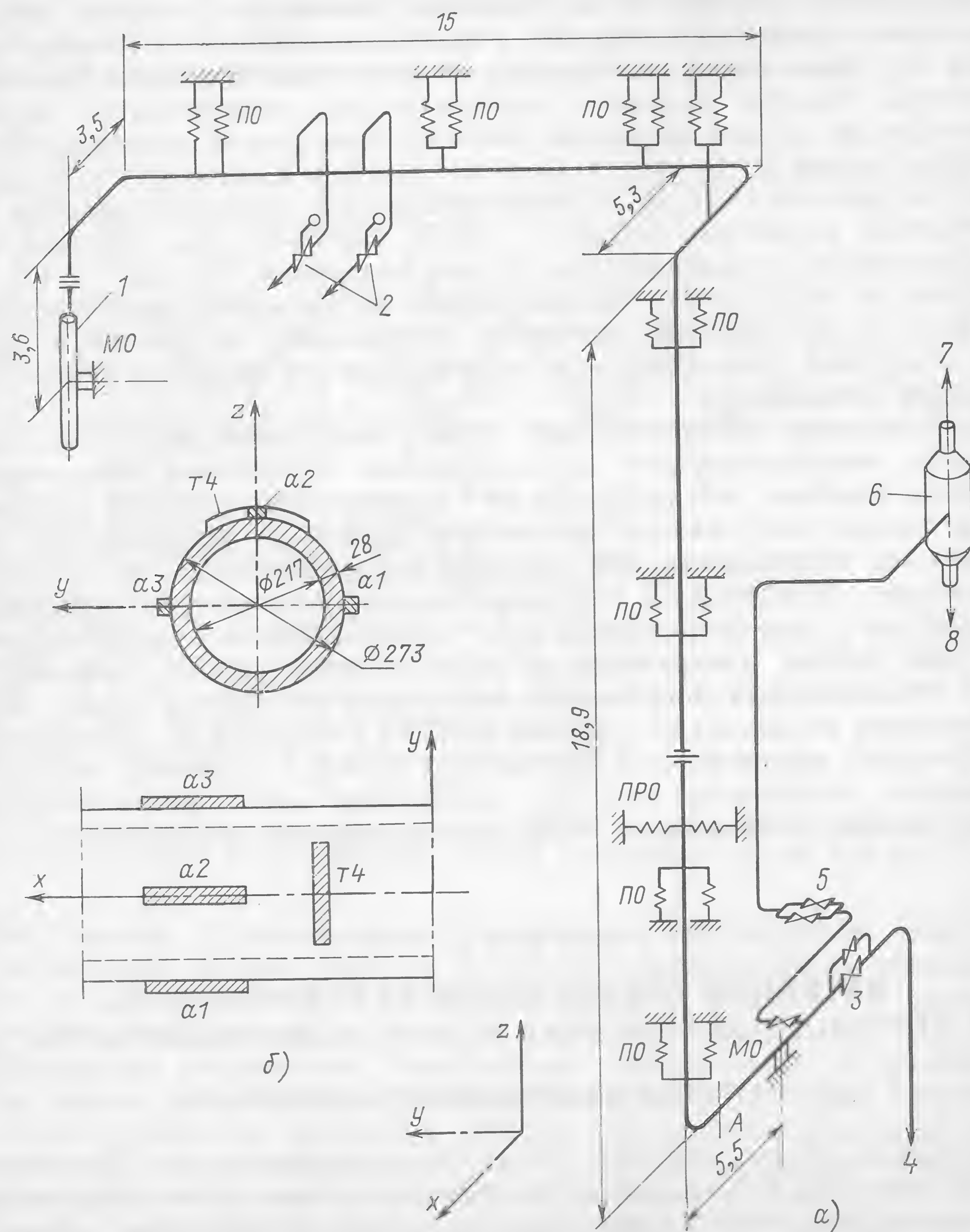


Рис. 6-1. Пространственная схема главного паропровода прямоточного котла типа 67-2-СП ТЭЦ № 11 Мосэнерго и расположение тензометров.

а — пространственная схема паропровода; *б* — расположение тензометров в сечении *А*; *1* — выходной коллектор пароперегревателя; *2* — предохранительные клапаны; *3* — ГПЗ котла; *4* — пар к линейной задвижке и к турбине; *5* — растопочные дроссели; *6* — растопочный сепаратор; *7* — в атмосферу; *8* — в деаэратор; *ПРО* — пружинная растяжная опора; *а1*, *а2*, *а3* — аксиальные тензометры; *т4* — тангенциальный тензометр.

Вначале исследовались преимущественно прямолинейные участки паропроводов, а также коллекторы и барабаны котлов, обладающие относительно малой кривизной поверхностей. В дальнейшем после создания тензометров с уменьшенной до 50 и 25 мм базой исследованиями были охвачены тройники и гибы трубопроводов.

В экспериментах использовались тензометры МЭИ различных конструктивных модификаций, поскольку совершенствование метода натурной тензометрии происходило постепенно, при переходе от объекта к объекту. Сопоставимость результатов измерений различными типами тензометров обеспечивалась лабораторными испытаниями аппаратуры, сравнением результатов тензометрии с данными расчетов при гидравлических опрессовках оборудования, когда расчетные напряжения могут быть найдены по сравнительно простым формулам и достаточно точно, а также частичным перекрытием результатов, получаемых на объектах с близкими параметрами. Тензометрические измерения, как правило, сопровождались измерениями температурных полей в объектах. Когда это было возможно, наряду с поверхностными устанавливались глубинные термопары.

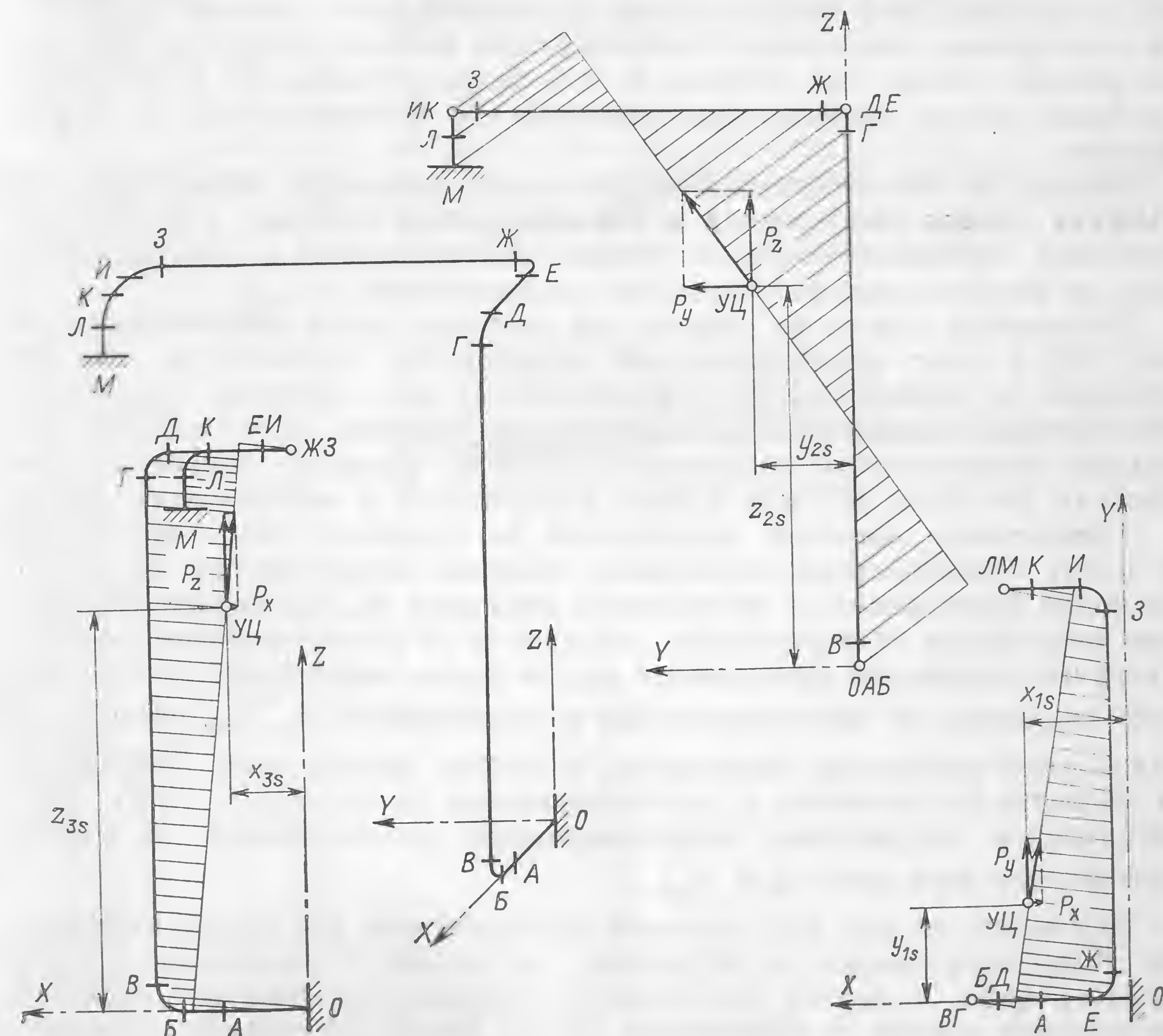


Рис. 6-2. Эпюры изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений паропровода котла типа 67-2-СП ТЭЦ № 11.

О, *Б* ..., *М* — точки на границах элементов трассы; координаты «упругого центра» тяжести *УЦ* на плоскостях проекций трассы: x_{1s}=3,33 м; y_{1s}=3,41 м; y_{2s}=3,65 м; z_{2s}=14,3 м; x_{3s}=2,93 м; z_{3s}=15 м; составляющие компенсационных усилий: P_x=431 Н; P_y=2490 Н; P_z=3520 Н; изгибающие и крутящий моменты в сечении *А*: $Ми_{xy}$=1225 Н · м; $Мк_{yz}$=20 500 Н · м; $Ми_{zx}$=680 Н · м.

Одно из первых тензометрических исследований МЭИ в условиях действующей электростанции было выполнено в 1957—1958 гг. на главном паропроводе прямоточного котла типа 67-2-СП ТЭЦ № 11 Мосэнерго производительностью 230 т/ч на параметры пара 10 МПа, 510°С [6-1]. Пространственная схема паропровода диаметром 273×28 мм из стали 12 МХ представлена на рис. 6-1,*а*. Схема паропроводов острого пара была секционная однониточная с переключательной магистралью. Исследовавшийся участок паропровода имел неподвижные («мертвые») опоры *МО* у выходного коллектора *1* пароперегревателя и перед главной паровой задвижкой (ГПЗ) *3* и опирался на восемь пружинных подвесок *ПО*. Пусковая схема котла была выполнена с выносным растопочным сепаратором *6*. На ответвлении к сепаратору перед ГПЗ для регулирования растопочного расхода среды имелись два дросселя *5*.

Для тензометрии было выбрано сечение в точке *А* паропровода около второй по ходу пара неподвижной опоры, удобное для монтажа и обслуживания тензометров. Было установлено ограниченное количество тензометров — три аксиальных и один тангенциальный (рис. 6-1,*б*).

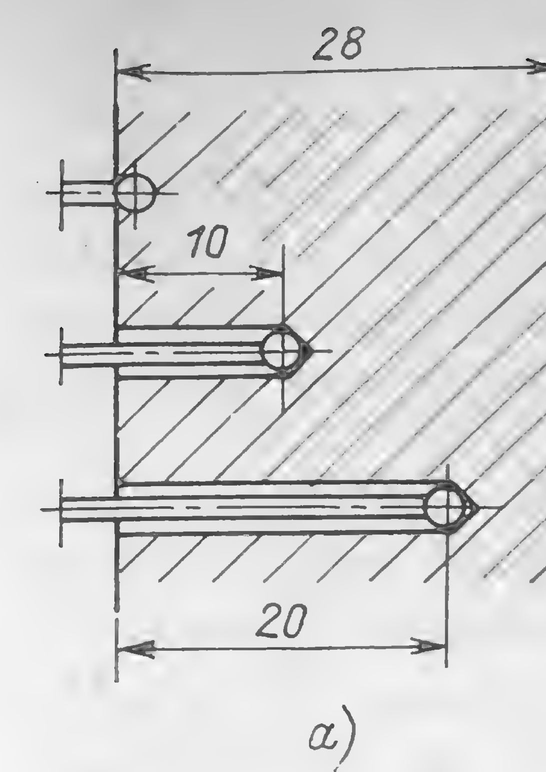
На рис. 6-2 представлена эпюра изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений исследовавшегося участка паропровода, полученная приближенным методом «упругого центра», из которой видно, что сечение *А*, где были установлены тензометры, не было самым нагруженным сечением по компенсационным напряжениям.

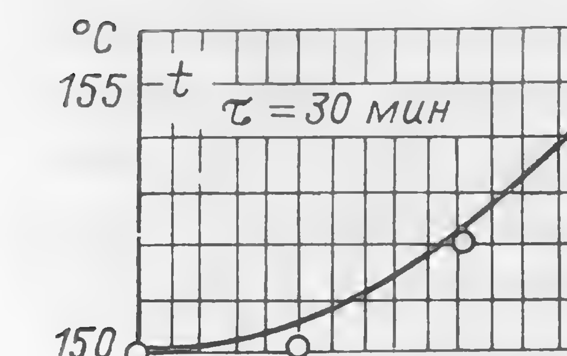
Наряду с тензометрией производились измерения температур по толщине стенки паропровода с помощью поверхностных и глубинных термопар, прикреплявшихся к стенке электросваркой с помощью разряда от батареи электролитических конденсаторов.

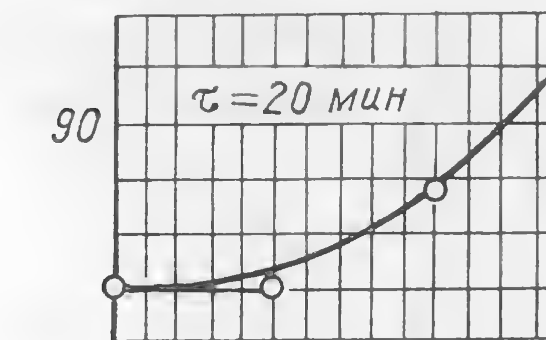
Результаты одного из опытов при растопке котла представлены на рис. 6-3 в виде хронологической зависимости температуры стенки, давления в паропроводе и напряжений по двум верхним спаренным тензометрам от времени. Хронологические графики дают наиболее наглядное представление о процессе растопки. Скорость прогрева паропровода достигала 8°С/мин и была равномерной в течение всего опыта.

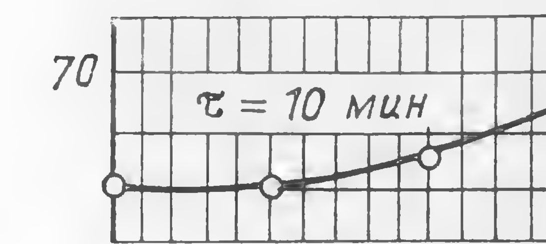
Измеренные значения напряжений на графиках даны кружками. В целях сопоставления сплошными линиями представлены расчетные значения напряжений от внутреннего давления σ_p, суммарное аксиальное напряжение от внутреннего давления и от самокомпенсации температурных удлинений паропровода $\sigma_{p+к}$ и сумма напряжений от внутреннего давления, от самокомпенсации и «скоростного» $\sigma_{p+к+\omega}$, вызванного радиальной разностью температур в стенке паропровода, зависящей от скорости его прогрева и подсчитываемого по формулам (1-6). Тангенциальное напряжение компенсационной составляющей не имеет, поэтому для него даны σ_p и $\sigma_{p+\omega}$.

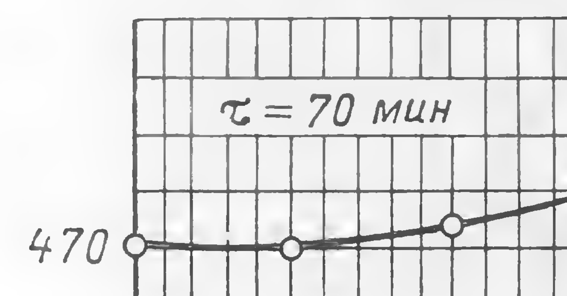
Как видно из рис. 6-3, основной составляющей расчетных напряжений было напряжение от внутреннего давления. «Скоростная» составляющая даже в период наибольшей скорости прогрева у наружной поверхности стенки не превышала $1{,}2\cdot10^7$ Па (у внутренней поверхности она в 2—3 раза больше по абсолютной величине, но имеет знак минус). Экспериментальные точки хотя и расположились несколько выше расчетного графика (приблизительно на 1—$1{,}5\cdot10^7$ Па, но хорошо повторили его форму. В левой части рис. 6-3 представлено несколько графиков распределения температур по толщине стенки паропровода при его прогреве. Расчетные параболические графики строились по

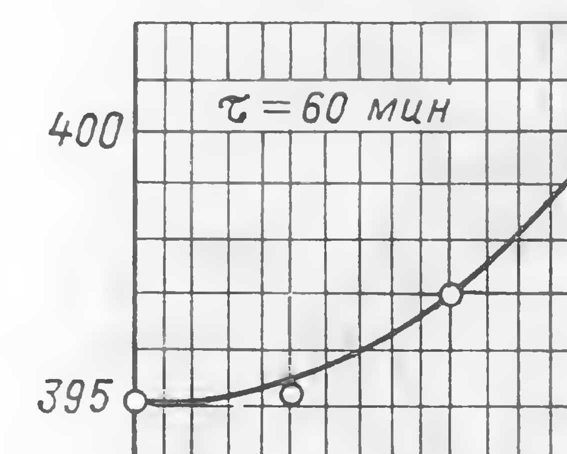


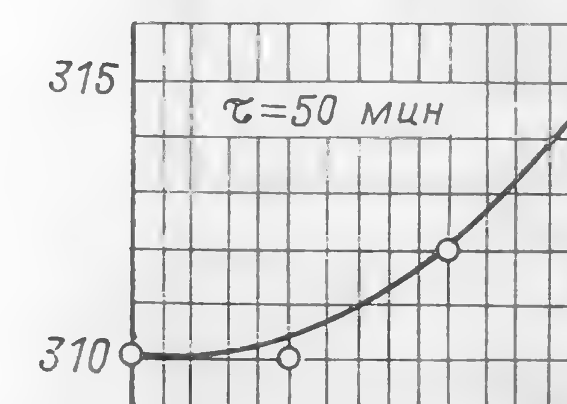


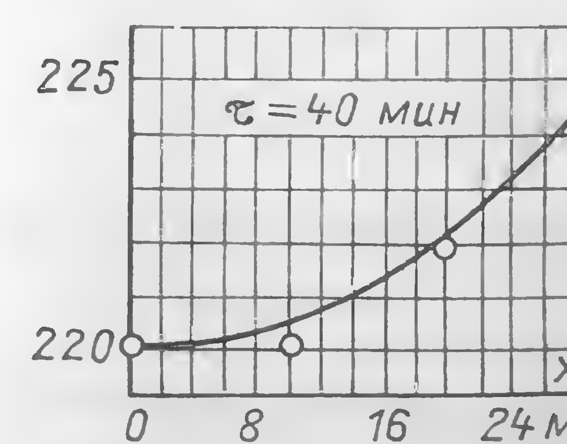


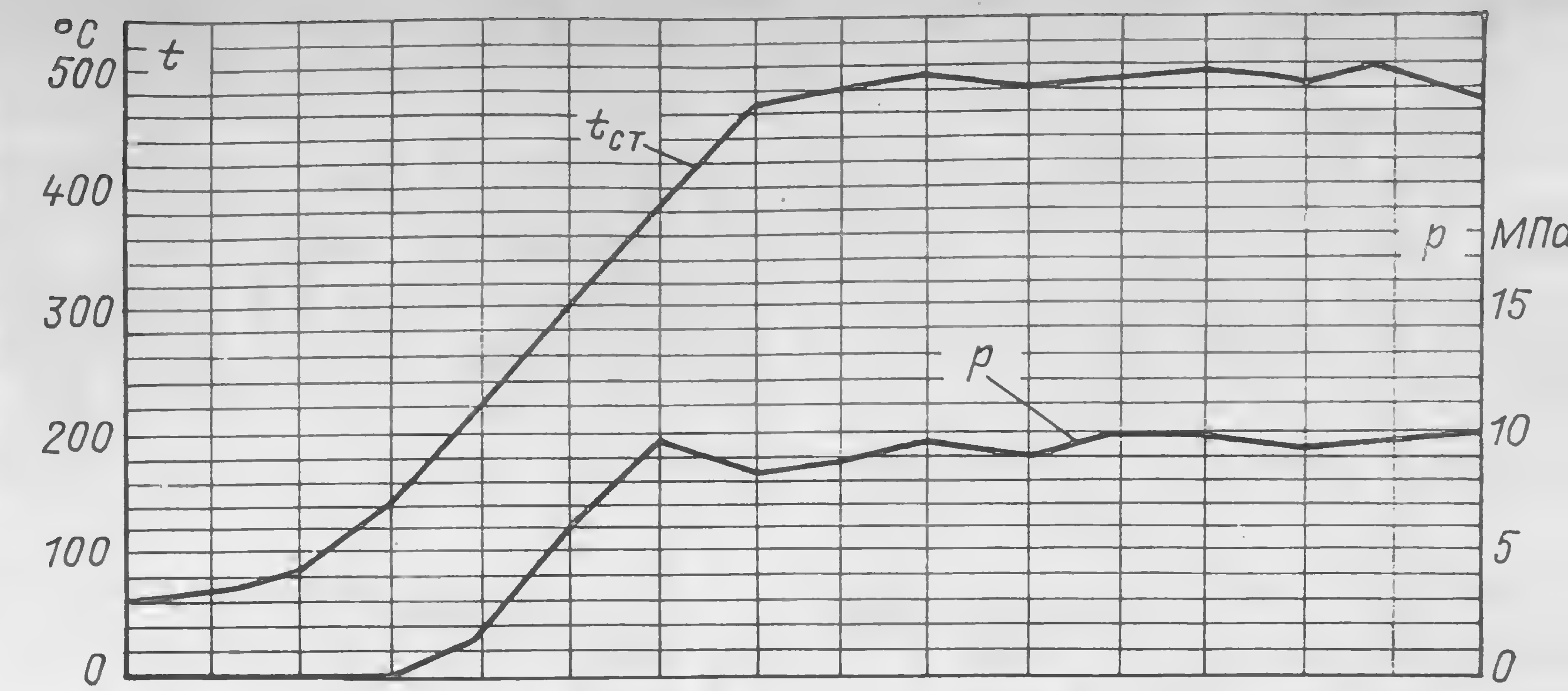


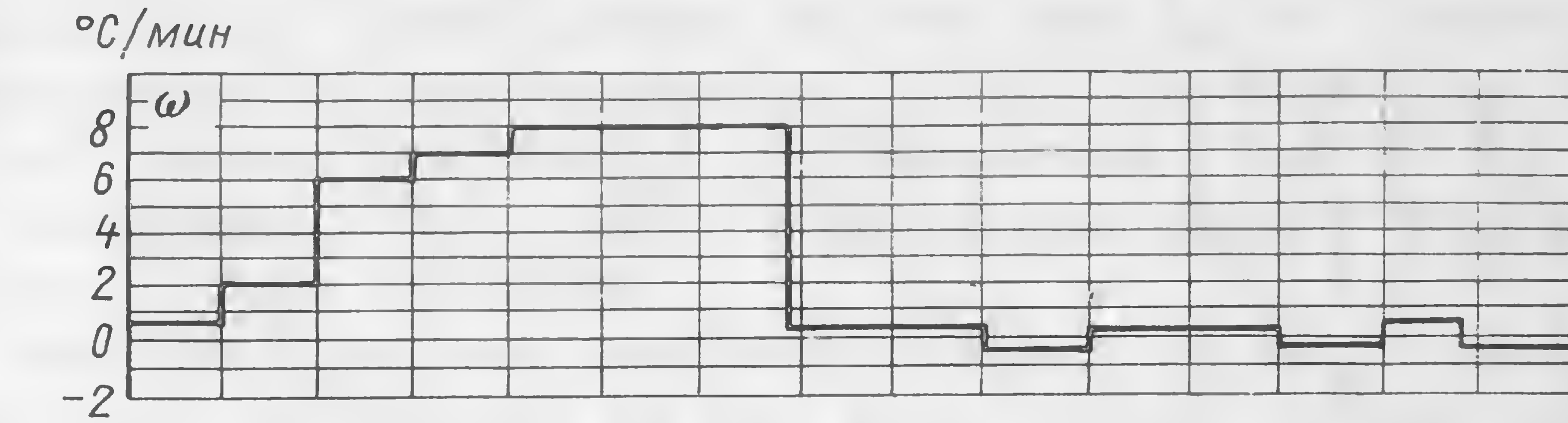


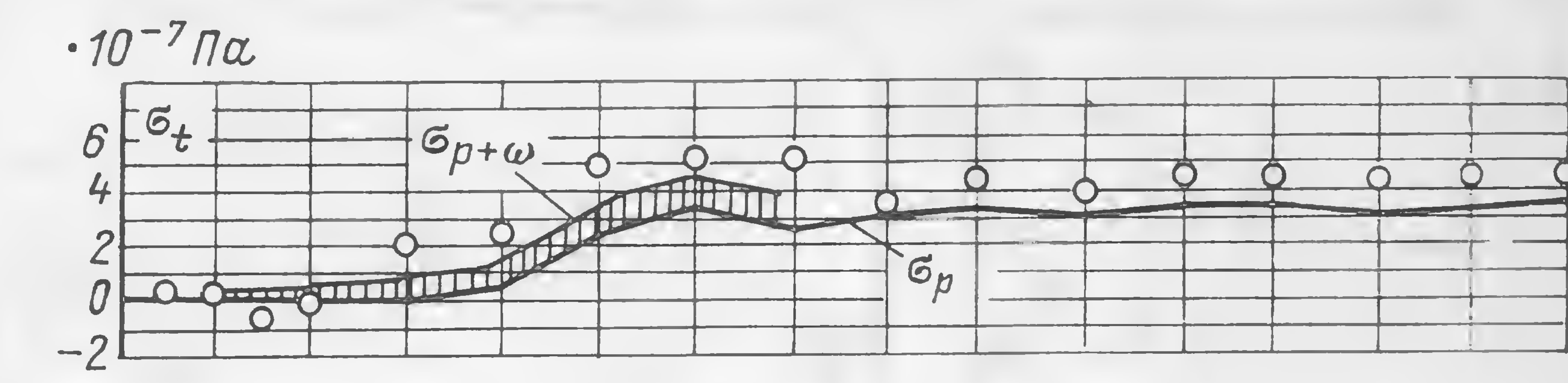












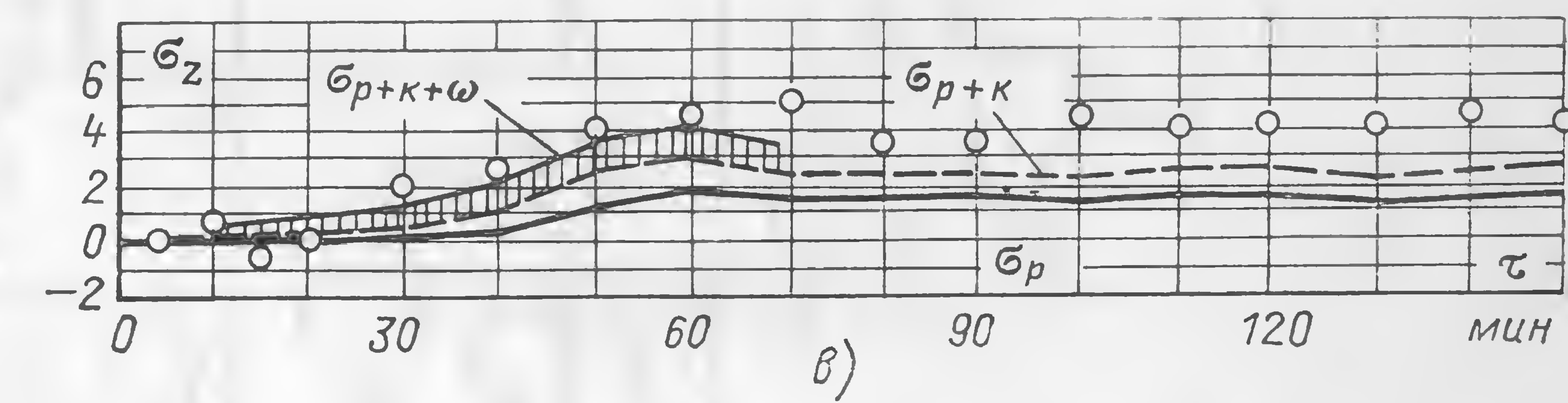


Рис. 6-3. Радиальная разность температур и напряжения в стенке паропровода котла типа 67-2-СП ТЭЦ № 11 при растопке.

а — расположение термопар в стенке паропровода; *б* — распределение температур в стенке паропровода в различные моменты времени τ; *в* — хронологический график растопки котла.

формуле (1-4) в предположении регулярного режима прогрева. Экспериментальные точки в целом удовлетворительно легли на расчетные графики.

Проверка металла паропровода на циклическую прочность несмотря на ограниченное количество замеров показала, что прямолинейные участки паропровода на параметры пара 10 МПа, 510°С при скоростях прогрева 8°С/мин не должны вызывать опасений за их прочность. Судя

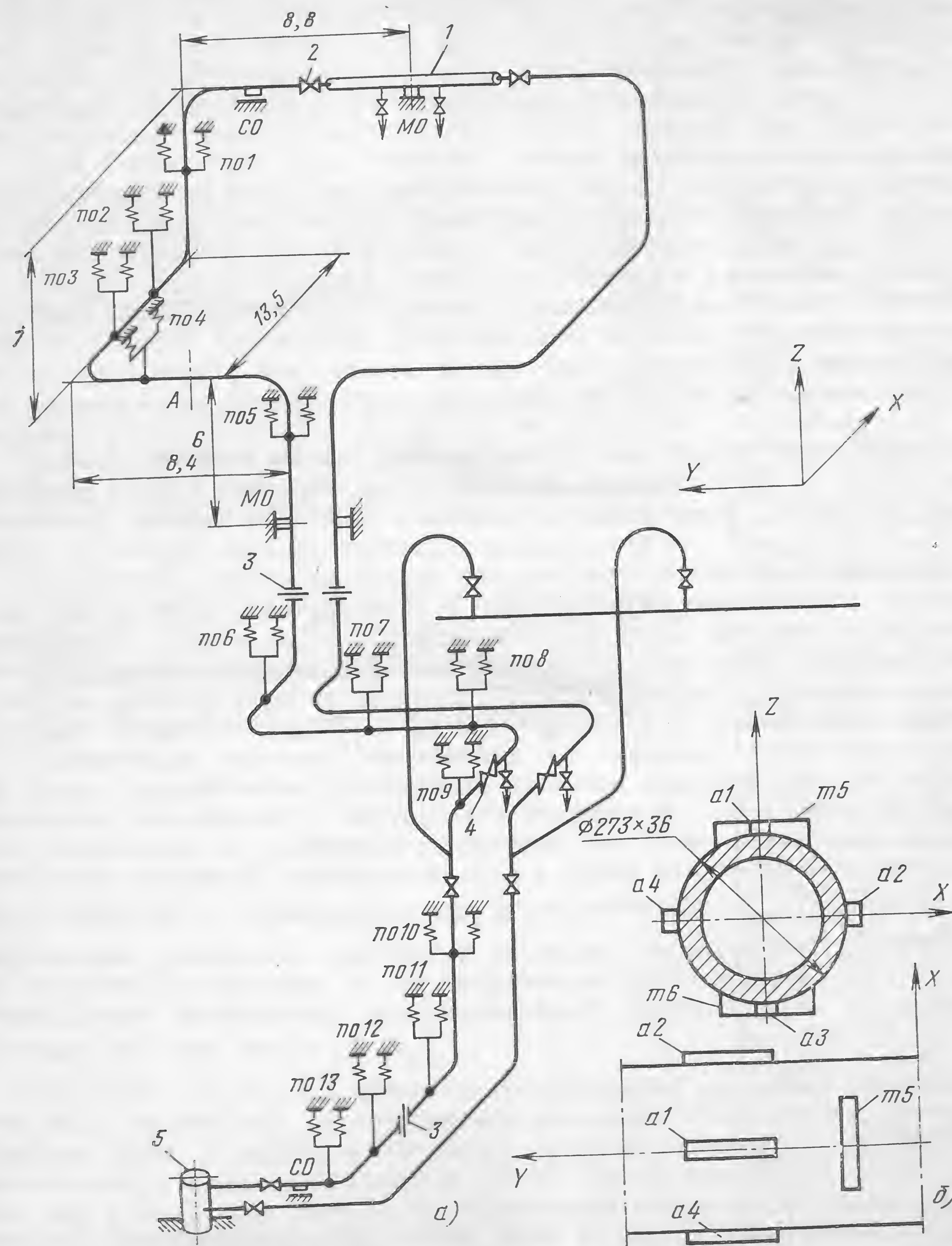


Рис. 6-4. Пространственная схема главных паропроводов котла типа ТП-80 ТЭЦ № 12 Мосэнерго и расположение тензометров.

а — пространственная схема паропроводов; *б* — расположение тензометров в сечении *А*; *1* — паросборный коллектор котла; *2* — главная паровая задвижка; *3* — измерительная паровая диафрагма; *4* — линейная задвижка; *5* — автоматический стопорный клапан турбины типа ПТ-60-130.

по расчетному «скоростному» напряжению σ_ω здесь могут быть допущены и более высокие скорости прогрева (до 15°С/мин).

С переходом энергетики СССР к более высоким начальным параметрам пара 14 МПа и 570°С появилась необходимость исследования напряжений в паропроводах из стали 12Х1МФ. Одно из таких экспериментальных исследований было выполнено на главном паропроводе котла типа ТП-80 производительностью 420 т/ч на ТЭЦ № 12 Мосэнерго в 1959—1960 гг. вскоре после окончания монтажа первого котла данного типа [6-2].

Схема главного паропровода (рис. 6-4,*а*) была секционная двухниточная с одинарной переключательной магистралью. Исследование проводилось на правой по ходу пара нитке паропровода на участке от неподвижной опоры *МО* на паросборном коллекторе до неподвижной опоры *МО*, расположенной на вертикальном участке паропровода. На этом участке имелись одна скользящая направляющая опора *СО* и пять пружинных подвесных опор *ПО*. Паропровод имел диаметр 273×36 мм, материал — сталь 12Х1МФ.

Для установки тензометров было выбрано сечение на горизонтальном участке паропровода, отмеченное на рис. 6-4,*а* буквой *А*. Там было установлено четыре аксиальных и два тангенциальных тензометра

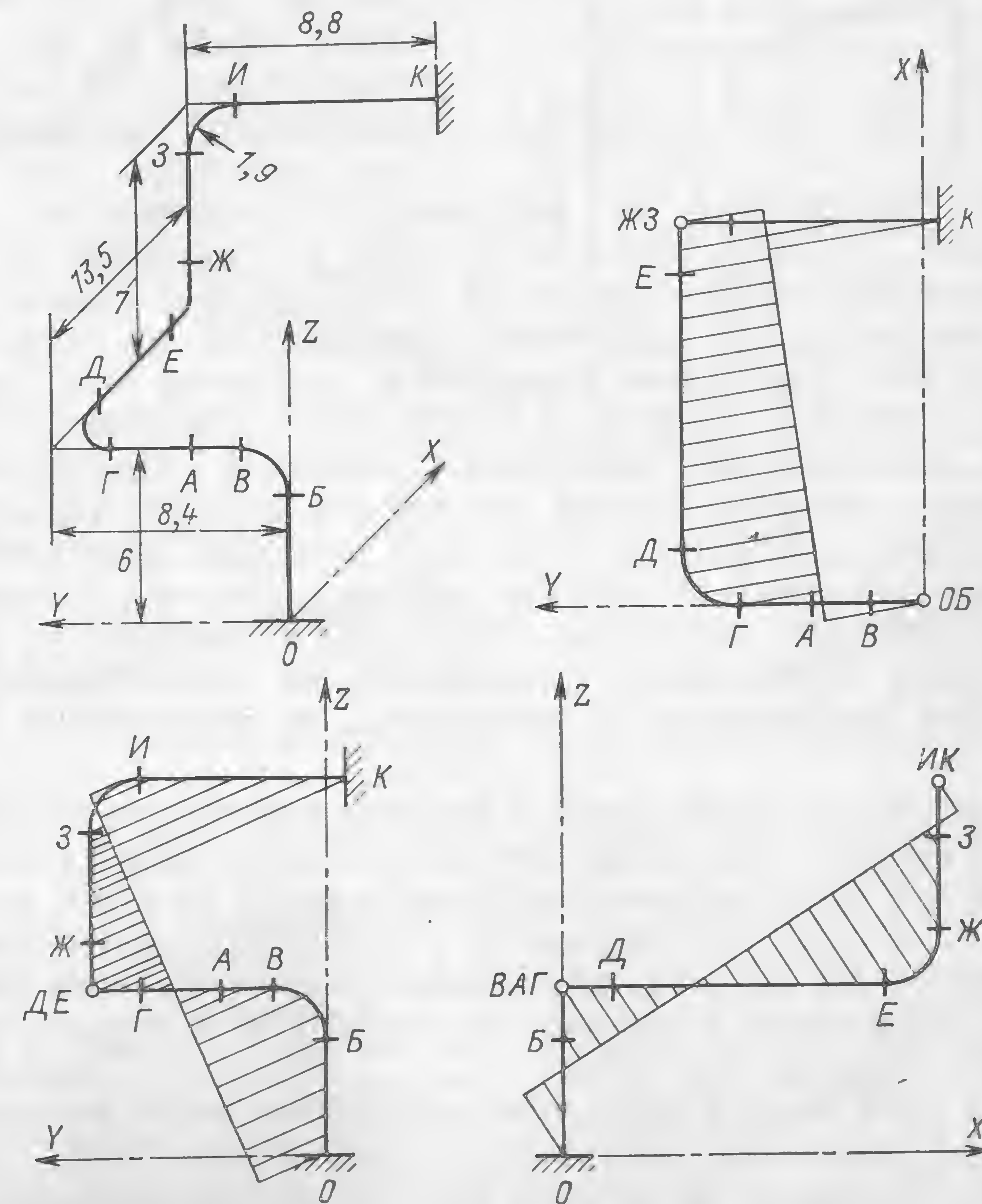


Рис. 6-5. Эпюры изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений для исследовавшегося первого участка правой по ходу пара нитки главного паропровода котла типа ТП-80 ТЭЦ № 12.

А — сечение, где устанавливались тензометры; изгибающие и крутящий моменты в точке *О* трассы: $Мк_{xy}$ = —24 950 Н · м; $Ми_{yz}$ = 11 800 Н · м; $Ми_{zx}$ = 21 800 Н · м.

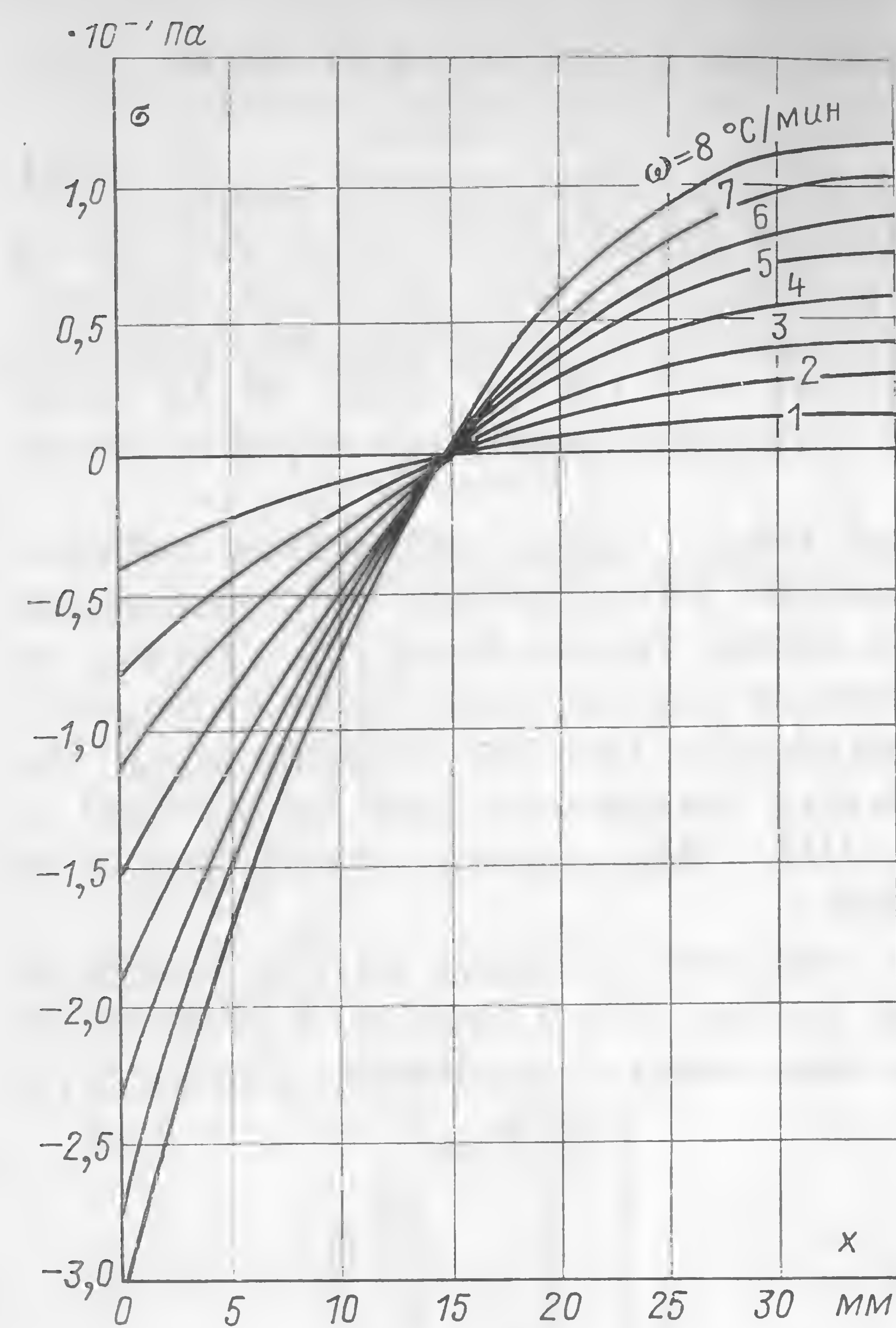


Рис. 6-6. Тангенциальные «скоростные» напряжения в стенке паропровода котла ТП-80 диаметром 273×36 мм при температуре 500°С, обусловленные радиальной разностью температур, в зависимости от скорости прогрева ω; *x* — толщина стенки паропровода, отсчитываемая от внутренней поверхности.

(рис. 6-4,*б*). Измерения температур в стенке трубы в сечении *А* производились только у наружной поверхности.

Основными задачами исследования были определение напряжений, возникающих на прямолинейном участке паропровода при его прогреве с подъемом давления, и выдача рекомендаций по допустимой скорости прогрева паропроводов из стали 12Х1МФ при толщине стенки 36 мм. Для сопоставления с результатами экспериментов был выполнен расчет некоторых составляющих напряжений. Напряжения от внутреннего давления σ_p по формулам Ляме — Гадолина при $p=14$ МПа у наружной поверхности составили $\sigma_{zp}=16{,}5$ МПа и $\sigma_{tp}=33$ МПа. Напряжения от самокомпенсации температурных удлинений паропровода $\sigma_к$, как и в предыдущем случае, пришлось определять расчетом по приближенному методу «упругого центра» [4-8] без учета собственного веса паропровода и податливости пружинных подвесок. Использовать для сопоставления с экспериментами результаты расчета паропровода на самокомпенсацию с помощью ЭВМ, где в новых программах может дополнительно учитываться влияние собственного веса и податливости подвесок, невозможно, поскольку ЭВМ выдают в качестве результата лишь суммарное приведенное напряжение, не дающее представления о фактическом распределении аксиальных σ_z напряжений в сечении трубы.

Эпюры расчетных изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений для исследуемого участка паропровода даны на рис. 6-5. При нагреве паропровода от 20 до 570°С в его стенке в сечении *А* у наружной поверхности в точках расположения аксиальных тензометров *а1*, *а2*, *а3* и *а4* согласно расчету должны развиваться напряжения следующей величины: $\sigma_{a1к}=-3{,}8$ МПа, $\sigma_{a2к}=-11{,}4$ МПа, $\sigma_{a3к}=3{,}8$ МПа и $\sigma_{a4к}=11{,}4$ МПа.

Натурная тензометрия позволяет определять лишь разность напряжений между заданным исходным и рассматриваемым состояниями паропровода. Поскольку в упругой области нагружения, подтвержденной измерениями, монтажный натяг одинаково накладывается на напряженное состояние паропровода во всех его состояниях, он в расчетах не учитывался.

«Скоростные» напряжения в паропроводе от радиальной разности

температур σ_ω определялись по формулам (1-6) в приближенном предположении регулярного режима прогрева с установившейся постоянной скоростью роста температуры среды. Распределение «скоростных» расчетных напряжений по толщине стенки для различных скоростей прогрева дано на рис. 6-6.

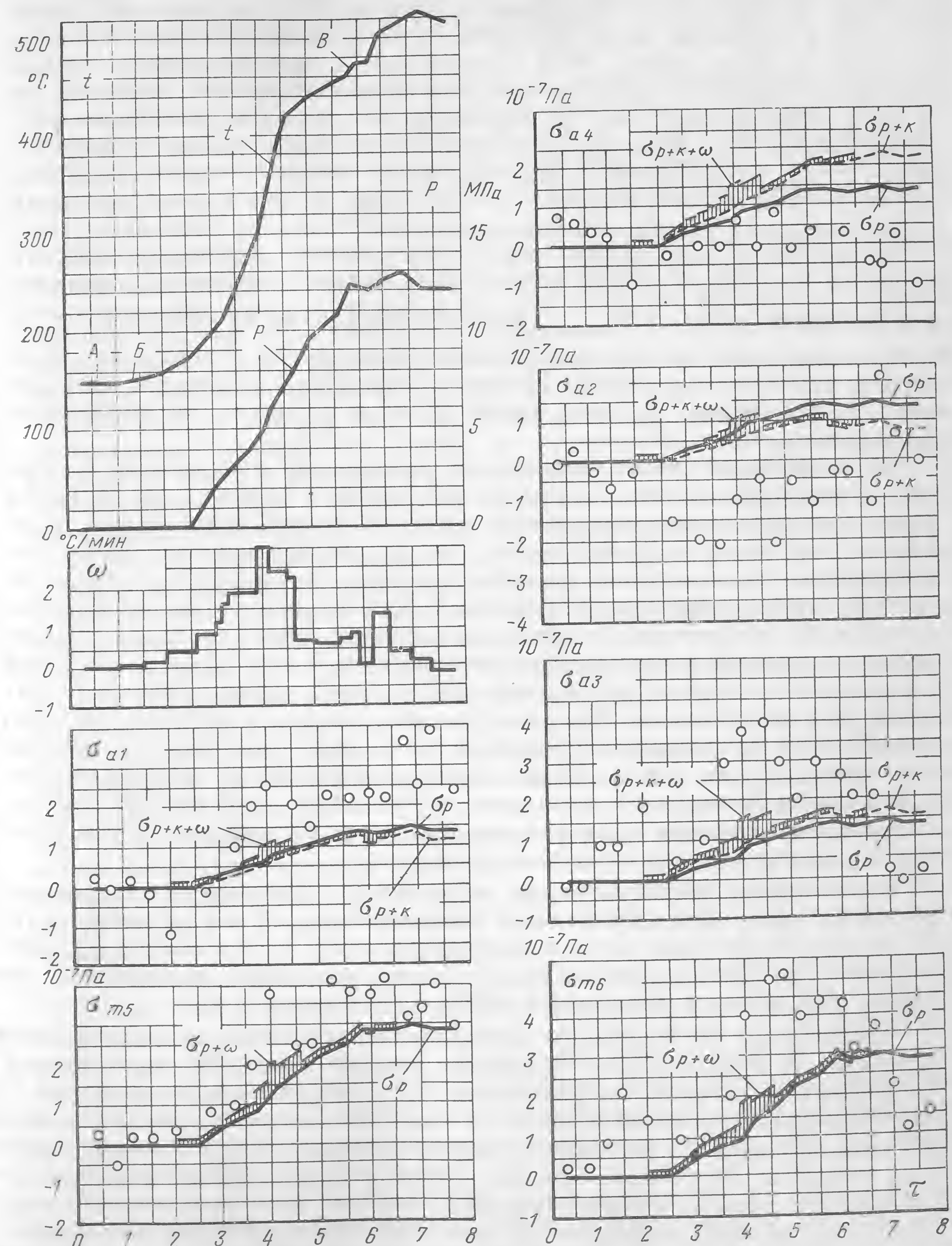


Рис. 6-7. Напряжения в стенке паропровода котла типа ТП-80 у наружной поверхности в сечении *А* (рис. 6-4) при пуске.

А — начало растопки; *Б* — открытие главных паровых задвижек котла; *В* — включение котла в магистраль; остальные обозначения те же, что и на рис. 6-3.

На рис. 6-7 представлены результаты одного из опытов при растопке котла и прогреве главного паропровода в виде хронологических графиков зависимости параметров и напряжений от времени. Прогрев главного паропровода осуществлялся одновременно с растопкой котла при открытых главных паровых задвижках *2* (рис. 6-4,*а*) и закрытых линейных задвижках *4*. Продувка паропровода осуществлялась через редуктор в коллектор пара 0,12 МПа, а по достижении в паропроводе давления 2 МПа — через РОУ в коллекторы промышленного отбора турбина ПТ-60-130. Скорость прогрева паропровода ω в этом опыте не была равномерной: она на первом этапе растопки постепенно увеличивалась от 0 до 3°С/мин, а затем по достижении температуры 420°С резко упала до 0,5°С/мин. При включении котла в магистраль она кратковременно вновь возросла до 1,5°С/мин, а затем снизилась до 0 и температурный режим стабилизировался.

На графиках напряжений аналогично рис. 6-3 сплошными линиями показаны расчетные напряжения от внутреннего давления σ_p, суммарные напряжения $\sigma_{p+к}$ и $\sigma_{p+к+\omega}$ (для тангенциальных напряжений $\sigma_{p+\omega}$). Напряжения, полученные экспериментальным путем с помощью тензометров, отмечены кружками. Графики напряжений построены в условном предположении нулевых напряжений в холодном неработающем паропроводе.

По данным натурной тензометрии аксиальные напряжения в сечении *А* у наружной поверхности стенки трубы в процессе растопки на верхней и на нижней образующих трубы были растягивающими, а по бокам — нулевыми и сжимающими. На верхней образующей трубы они непрерывно увеличивались по мере прогрева паропровода и были несколько выше расчетных. На нижней образующей трубы аксиальные напряжения возрастали в процессе растопки лишь до определенного момента времени, а затем стали уменьшаться. Аксиальные напряжения на правой по ходу пара боковой образующей трубы (тензометр *а4*) были близки к нулевым. На левой боковой стороне в процессе растопки развивались сжимающие напряжения, но к концу прогрева паропровода они снизились до нуля. Тангенциальное напряжение на верхней образующей трубы ближе всего сходилось с расчетным, а на нижней образующей почти в течение всего времени от начала растопки оно было выше расчетного, но к концу существенно снизилось.

Наибольшие растягивающие аксиальные напряжения в процессе растопки были зарегистрированы по тензометру *а1* и составили почти $6\cdot10^7$ Па. Наибольшее сжимающее напряжение по тензометру *а2* было $-2\cdot10^7$ Па. Наибольшее значение тангенциального напряжения по обоим тензометрам составило $6\cdot10^7$Па (растяжение).

Имеющиеся расхождения между экспериментальными значениями напряжений и расчетными графиками следует объяснить рядом причин. Во-первых, в расчетах не учитывались дополнительные напряжения от температурной неравномерности по окружности трубы: исследовалось сечение паропровода на горизонтальном участке, где в режиме прогрева они имелись. Во-вторых, наличие температурной неравномерности по окружности трубы на горизонтальных участках и по длине паропровода приводило к короблению трассы и к отклонению фактических компенсационных напряжений от расчетных значений. Это в расчетах также не учитывалось. При расчетах компенсационных напряжений не учитывалось влияние податливости пружинных подвесок паропровода. Изгибающие и крутящие моменты от действия весовой нагрузки паро-

провода в процессе его прогрева видоизменялись в связи с перераспределением нагрузки на подвески и опоры, а это также не учитывалось при расчетах. Фактический режим прогрева паропровода существенно отличался от регулярного, для которого были получены формулы (1-6), использовавшиеся при расчетах «скоростных» напряжений, поскольку скорость прогрева паропровода ω в процессе растопки подвергалась довольно значительным колебаниям и лишь в среднем за весь опыт она равнялась 1°С/мин.

Разброс экспериментальных точек в опыте объясняется погрешностями при определении температурных поправок к показаниям тензометров, а также неодновременностью съема показаний тензометров и термопар, производившегося на этом объекте вручную. Тензометрические испытания паропровода котла ТП-80 были повторены несколько раз с близкими результатами.

Чтобы сделать заключение о допустимости исследованного и аналогичных режимов прогрева для паропроводов из стали 12Х1МФ, выполнялась проверка материала на циклическую прочность. Анализировался полный цикл изменения напряжений в металле паропровода, включавший в себя растопку котла с прогревом паропровода из холодного состояния, рабочий период, остановку котла с охлаждением паропровода и период простоя. Определялись наибольшие размахи приведенных напряжений. Здесь не приводятся данные опытов при остановах котла в резерв по режиму. Достаточно сказать, что в этих опытах напряжения в стенке паропровода снижались довольно плавно до нулевых значений, не переходя в отрицательную область.

Методика проверки металла на циклическую прочность уже была описана достаточно подробно в гл. 1 данной книги и нет необходимости здесь ее вновь излагать. Максимальный размах приведенных напряжений у наружной поверхности стенки трубы составил $5{,}2\cdot10^7$ Па. Даже если с запасом принять, что на внутренней поверхности стенки трубы размах напряжений в 2 раза больше наблюдавшегося у наружной поверхности, то и в этом случае число циклов до разрушения составляет $6\cdot10^3$, что в 2 раза больше нормативного значения ($3\cdot10^3$). Проверка циклической прочности материала паропровода производилась всеми методами, описанными в гл. 1 книги, и она дала положительные результаты. Дополнительная проверка с учетом накопления повреждаемости материала трубы за счет ползучести по методу линейного суммирования повреждений [1-13] дала для этих условий число циклов до разрушения в 1,7 раза меньшее, что все же находится в пределах нормы.

Таким образом, проведенное исследование показало допустимость прогрева прямолинейных участков паропроводов из стали 12Х1МФ с наружным диаметром 273 мм и толщиной стенки до 36 мм со скоростью до 3°С/мин. Характер зависимости напряжений от радиальной разности температур (рис. 6-6) от скорости прогрева паропровода свидетельствует о допустимости и более высоких скоростей прогрева прямолинейных участков аналогичных паропроводов на эти параметры пара (до 6—8°С/мин).

Тензометрическое исследование другого объекта на такие же начальные параметры пара производилось в 1963—1965 гг. на ТЭЦ № 21 Мосэнерго на паропроводе от котла типа ТГМ-96 производительностью 480 т/ч (133 кг/с) к турбине типа Т-100-130. Турбина № 1 этой станции была одной из первых турбин данного типа и в то время была наиболее мощной из имевшихся в СССР теплофикационных турбин. Акту-

альность тензометрического исследования данного паропровода была обусловлена тем, что котлы ТГМ-96 и турбины Т-100-130 на ближайшие 10—12 лет становились основным типом оборудования для вновь сооружаемых и расширяемых отопительных ТЭЦ СССР. Главный паропровод этой установки диаметром 325×43 мм имел существенно большую толщину стенки, чем на предыдущем объекте исследования. Исследование пусковых режимов для типового оборудования представляло существенный практический интерес.

Схема главных паропроводов на ТЭЦ была секционная двухниточная с одинарной переключательной магистралью. Благодаря размещению выходного коллектора пароперегревателя в конвективной шахте котла, повернутой в сторону машинного зала, была значительно сокращена длина главного паропровода, что привело к увеличению компенсационных напряжений в нем и к необходимости применения перебросов паропроводов после выхода из котла с правой стороны на левую и с левой на правую с длинными горизонтальными участками и с вертикальными петлями. Эти участки и петли вызывали опасение с точки зрения скопления конденсата и появления большой температурной неравномерности по окружности трубы.

Для растопки котла и прогрева паропровода предусматривались две растопочные РОУ 14/0,12 МПа пропускной способностью по 16,7 кг/с. Отводы к ним осуществлялись по трубам $d_у = 50$ мм из вертикальных участков паропроводов на расстоянии 1,5 м до линейных задвижек.

На трассе паропровода от котла до турбины имелись только две «мертвые» опоры на концах — у выходного коллектора пароперегревателя и у автоматического стопорного клапана турбины. Каждая нитка паропровода опиралась на 12 пружинных подвесок и имела две направляющие скользящие опоры.

Исследование проводилось на нитке Б паропровода на участке от главной паровой задвижки котла до линейной задвижки перед отводом к переключательной магистрали, пространственная схема которого представлена на рис. 6-8,*г*. При расчете этого участка паропровода на самокомпенсацию температурных удлинений предварительно оценивалось горизонтальное температурное перемещение точки развилки (за линейной задвижкой), регламентируемое направляющими опорами.

Программный график растопки котла, разработанный службой наладки Мосэнерго, предусматривал обеспечение достаточного расхода пара в начальный период растопки. Для этого перед розжигом горелок собиралась пусковая схема со сбросом пара через растопочные РОУ и предусматривалось 50%-ное открытие вентилей продувки пароперегревателя. Для равномерного обогрева всех экранных контуров растопка велась на шести горелках нижнего яруса, розжиг которых производился попарно с интервалами в 30—35 мин. Регулирование скорости подъема температуры пара на выходе из котла производилось изменением расхода пара при постоянной подаче топлива к горелкам.

Одной из задач исследования было уточнение рекомендаций по допустимой скорости прогрева паропроводов на параметры пара 14 МПа, 540—570°С после получения экспериментальных данных по напряжениям.

Главный паропровод котла ТГМ-96 для исследования напряжений был богаче оснащен измерительными средствами, чем предыдущий объект на ТЭЦ № 12. Поверхностные термопары были установлены в четырех сечениях (рис. 6-8,*а*). Расстояние между сечениями *1-1*, *2-2* и *3-3* составляло 6 м. Тензометры в количестве 8 шт. были смонтированы в сечении *3-3* на горизонтальном участке паропровода (рис. 6-8,*б*) и столько же в сечении *4-4* на вертикальном участке (рис. 6-8,*в*). Сечение *3-3* было расположено непосредственно перед вертикальной петлей паропровода, а сечение *4-4* на вертикальном участке находилось на 1 м выше линейной задвижки и на 1/2 м ниже ответвления на растопочную РОУ.

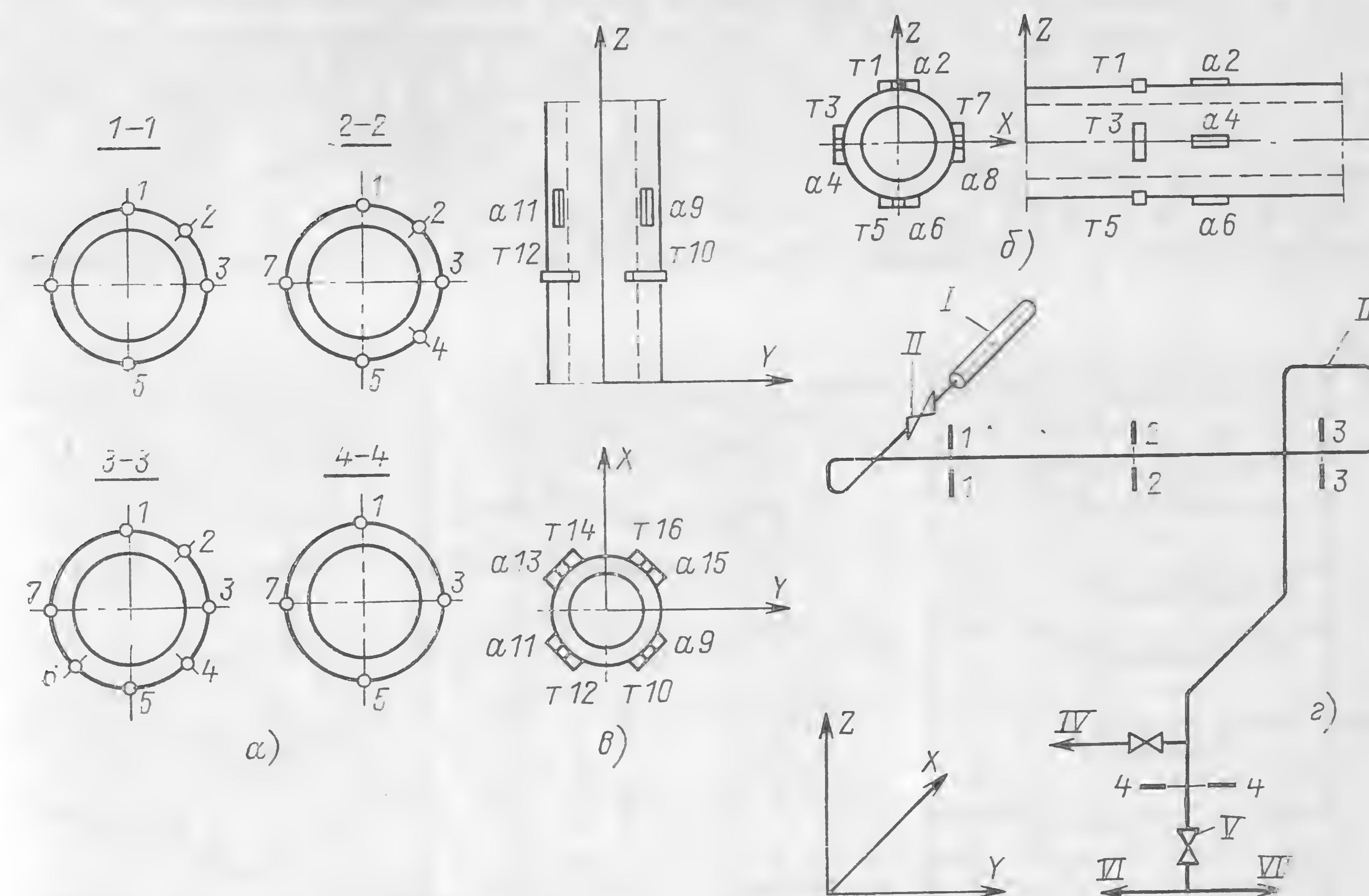


Рис. 6-8. Расположение тензометров и термопар в сечениях главного паропровода котла типа ТГМ-96 производительностью 480 т/ч ТЭЦ № 21 Мосэнерго (правая нитка).
а — расположение термопар в сечениях *1-1*, *2-2*, *3-3* и *4-4* паропровода; *б* — расположение тензометров в сечении *3-3* на горизонтальном участке; *в* — то же в сечении *4-4* на вертикальном участке; *г* — пространственная схема трассы и расположение сечений; *I* — выходной коллектор пароперегревателя; *II* — главная паровая задвижка котла; *III* — вертикальная петля на паропроводе; *IV* — отвод среды на растопочную РОУ; *V* — линейная паровая задвижка; *VI* — отвод к переключательной магистрали; *VII* — пар к турбине

Расчетные напряжения от внутреннего давления у наружной поверхности стенки паропровода при $p = 14$ МПа получились следующими: тангенциальное $3{,}3 \cdot 10^7$ Па и аксиальное $1{,}65 \cdot 10^7$ Па. Результаты расчета изгибающих и крутящих моментов и напряжений от самокомпенсации температурных удлинений паропровода методом «упругого центра» для сечений *3-3* (горизонтальный участок) и *4-4* (вертикальный участок), где были установлены тензометры МЭИ, представлены в табл. 6-1.

Таблица 6-1

Величина	Сечения трассы		Величина	Сечения трассы	
	3-3	*4-4*		*3-3*	*4-4*
M_{xy}, Н·м	30 900*	29 700	$M_и = \sqrt{M^2_{ij} + M^2_{jk}}$, Н·м	78 200	30 100
M_{yz}, Н·м	65 450	5100	$\sigma_{zк} = M_и/W$, МПа	32,8	12,6
M_{zx}, Н·м	43 400	3230*	$\tau_к = M_{кр}/2W$, МПа	6,5	0,7

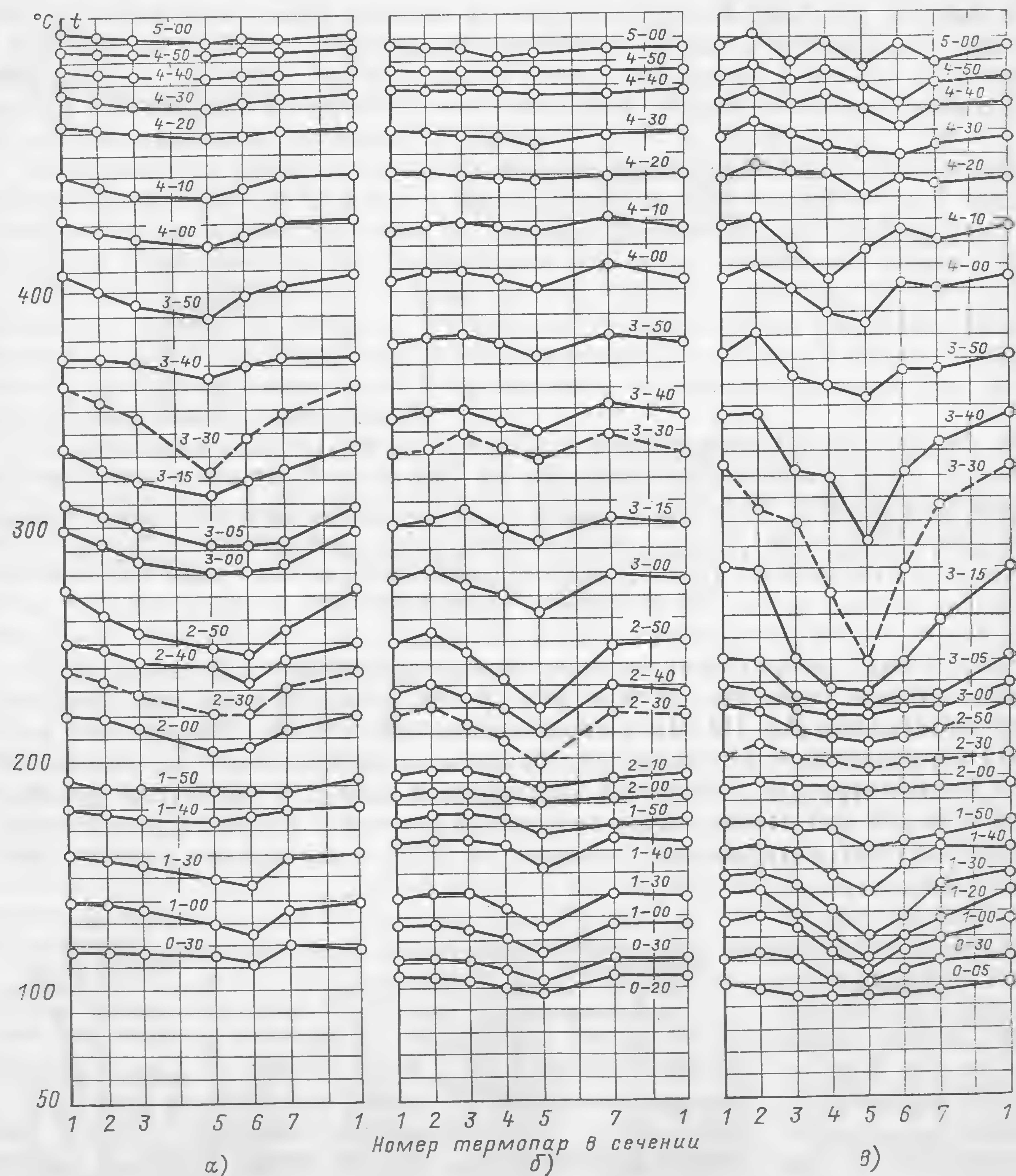
* Крутящие моменты.

Расчетные напряжения от радиальной разности температур при квазистационарном режиме прогрева по формулам (1-6) при скорости прогрева $\omega=10°C$/мин получились равными $2{,}2\cdot10^7$ Па у наружной и $-4{,}6\cdot10^7$ Па у внутренней поверхности стенки паропровода. Для принятой по программному графику пуска котла скорости прогрева паропровода $\omega=3°C$/мин «скоростные» напряжения у наружной поверхности стенки по расчету не превышали $0{,}3\cdot10^7$ Па.

Всего на ТЭЦ № 21 было проведено восемь опытов при пусках котла и турбины из различных тепловых состояний и в различных пусковых режимах и несколько опытов при остановах котла. Из них на прилагаемых здесь шести рисунках даны результаты трех опытов.

На рис. 6-9, 6-10 представлены результаты одного из опытов при растопке котла с прогревом паропровода из не полностью остывшего состояния и при прогреве концевого участка паропровода прямым потоком пара. Короткий отрезок паропровода от места отвода среды на растопочную РОУ до линейной задвижки, в том числе и сечение *4-4*, где были установлены тензометры, до включения котла в магистраль не прогревался.

На рис. 6-9 представлены графики распределения температур в сечениях паропровода и по его длине. Цифрами у кривых обозначено время от начала растопки в часах и минутах. Начальная температура стенки в сечении *3-3* была около 100°С. Растопка продолжалась 5 ч 30 мин. Распределение температур по окружности трубы в сечениях *1-1*, *2-2* и *3-3* не было равномерным. Температурная неравномерность возникала периодически и она нарастала от сечения *1-1* к сечению *3-3*, куда поток пара сгонял конденсат. Первый пик температурной неравномерности



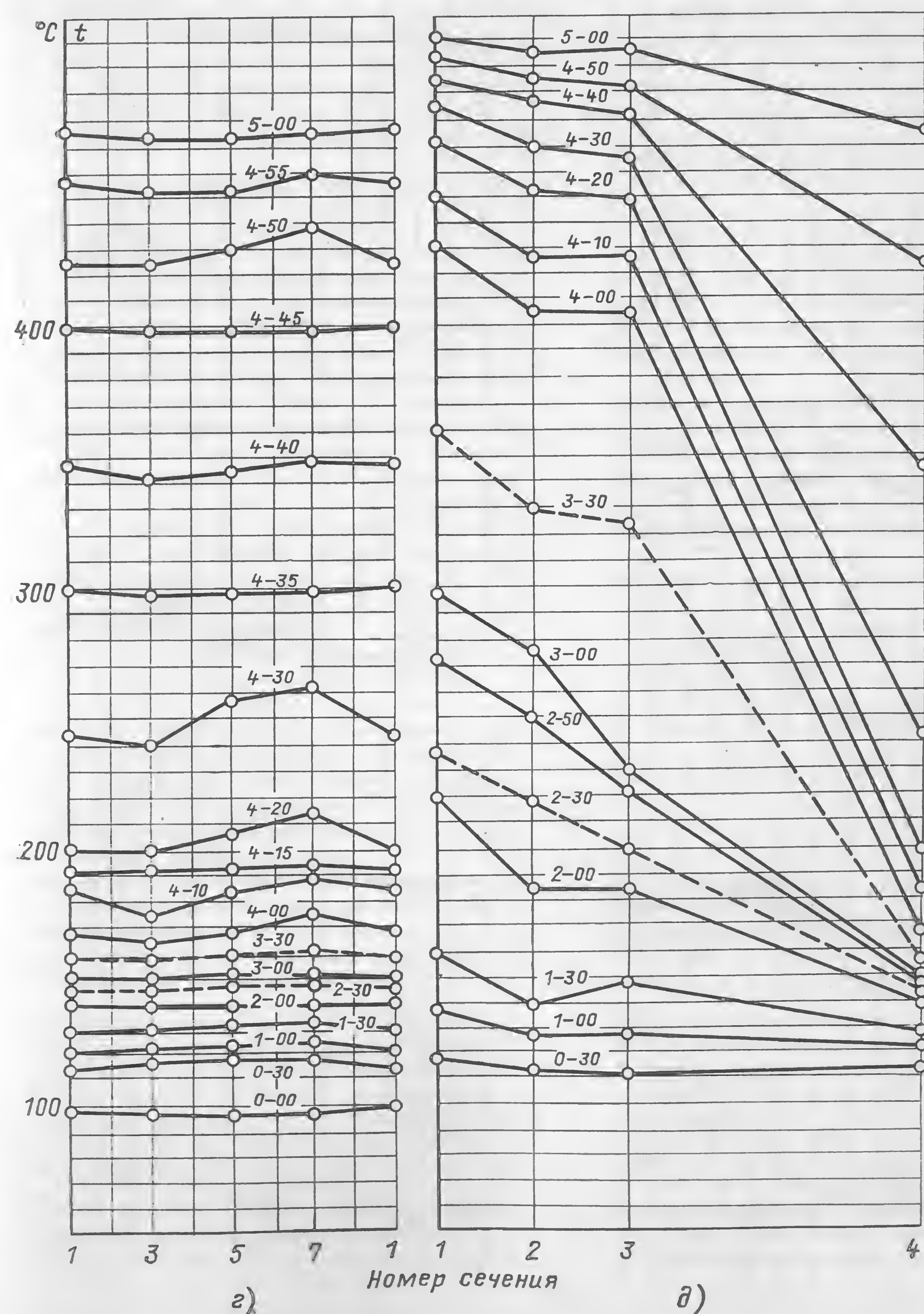
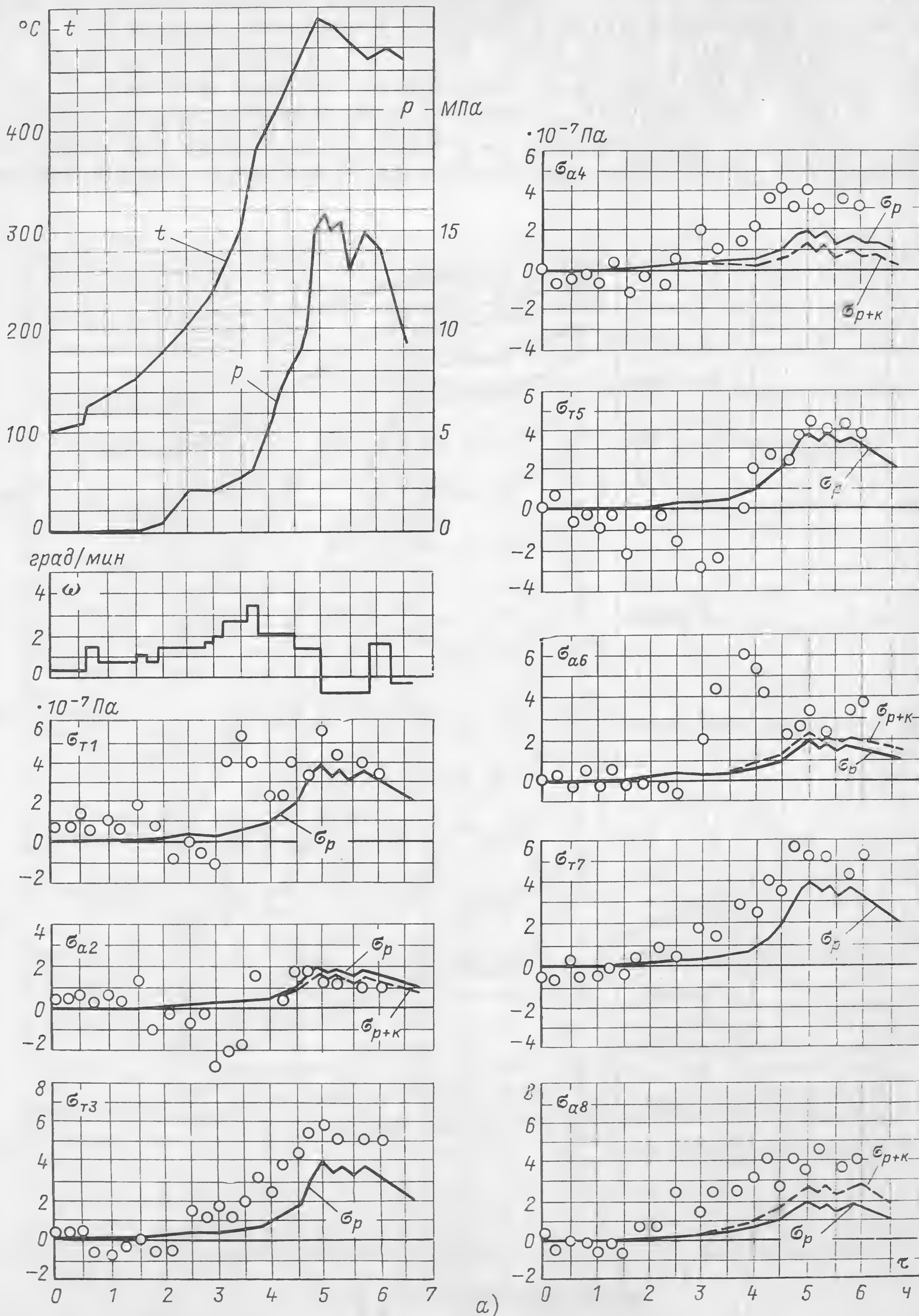


Рис. 6-9. Распределение температур в сечениях паропровода котла ТГМ-96 по окружности при растопке с прогревом концевого участка паропровода прямым потоком пара.
а—г — сечения соответственно *1-1*; *2-2*, *3-3*, *4-4*; *д* — распределение температур вдоль оси паропровода по верхней образующей.

по окружности трубы в сечении *3-3* наблюдался через 1 ч 30 мин после розжига первых горелок в топке котла, когда разность температур между верхней и нижней частями паропровода достигла 30°С. Второй пик совпадал по времени с наиболее высокой скоростью прогрева паропровода в сечении *3-3* (3,4°С/мин). Это было через 3 ч 30 мин после начала растопки. Разность температур между верхней и нижней частями трубы максимально составила 84°С. К концу прогрева разность температур по окружности во всех сечениях горизонтального участка паропровода выровнялась. В сечении *4-4* на вертикальном участке паропровода разность температур в окружном направлении практически отсутствовала.



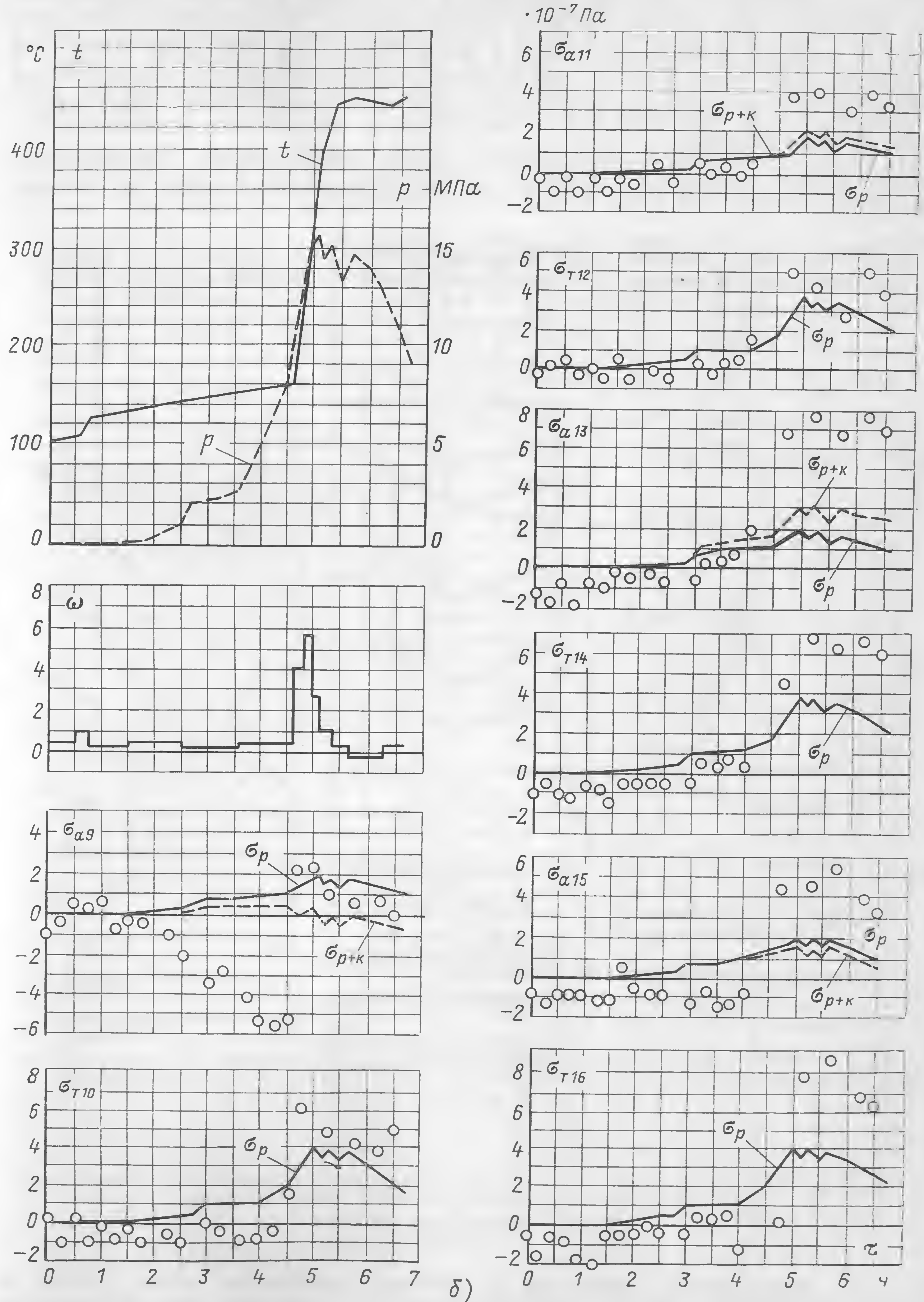


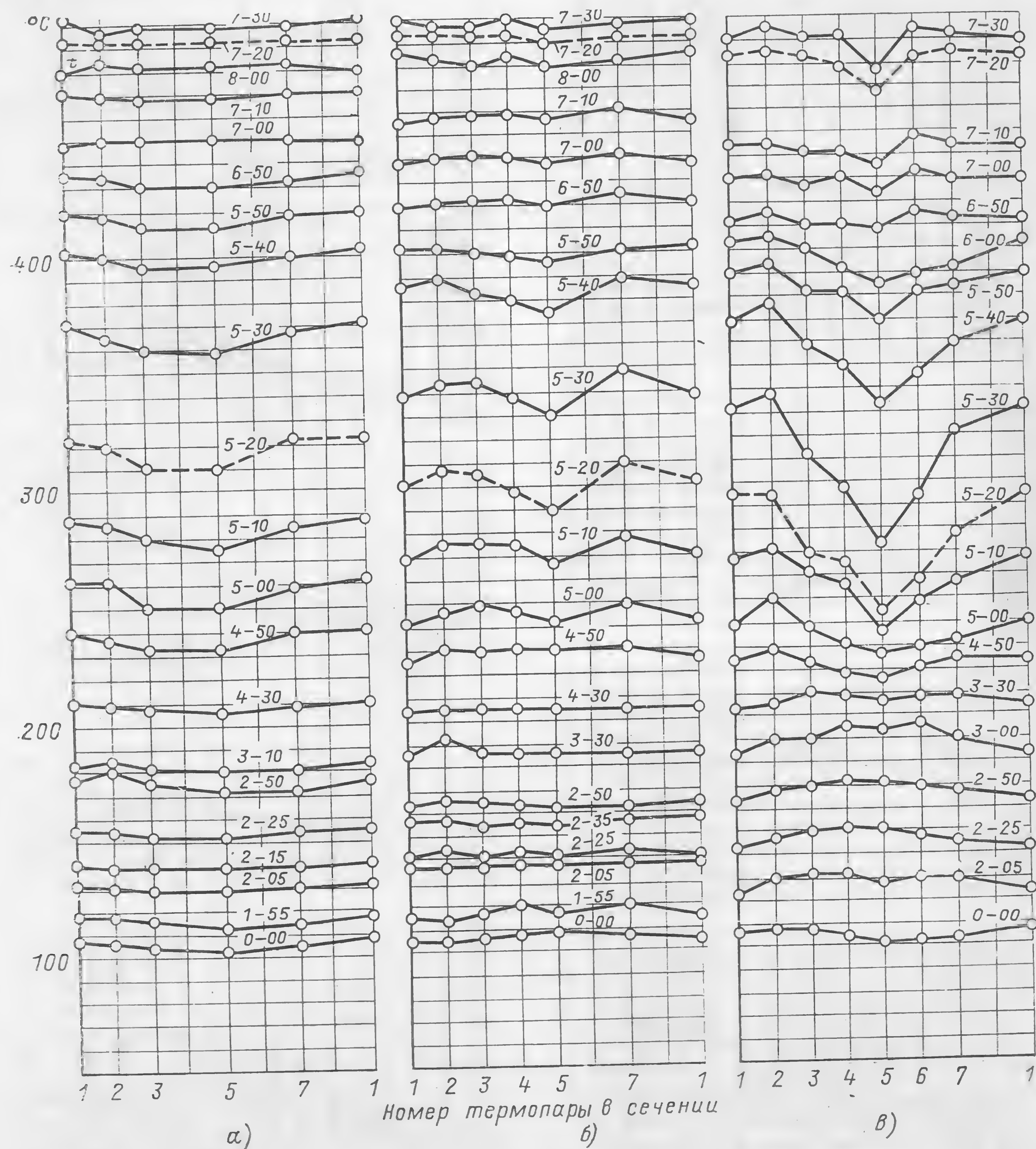
Рис. 6-10. Напряжения в главном паропроводе котла ТГМ-96 при растопке с прогревом концевого участка паропровода прямым потоком пара.

а — горизонтальный участок, сечение *3-3*; *б* — вертикальный участок, сечение *4-4*; нумерация и расположение тензометров даны на рис. 6-8; обозначения те же, что и на рис. 6-7.

В этом опыте (рис. 6-9) наблюдалась большая температурная неравномерность по длине паропровода с наиболее интенсивным спадом температур в его концевом участке вблизи сечения *4-4*. Концевой участок паропровода от места отвода среды на растопочную РОУ до линейной задвижки сильно отставал в своем прогреве от первых трех сечений. Здесь возникла застойная зона и скапливался конденсат. Разность температур между сечениями *1-1* и *4-4* достигла максимального значения через 4 ч 20 мин после начала растопки и составила 270°С. В момент включения котла в магистраль при открытии линейной задвижки произошло резкое увеличение скорости прогрева паропровода в сечении *4-4* до 5,8°С/мин. После этого температура по длине паропровода выровнялась.

На рис. 6-10 представлены результаты тензометрии паропровода для этого опыта. На рис. 6-10,*а* представлены напряжения в сечении *3-3* на горизонтальном участке, а на рис. 6-10,*б* — то же в сечении *4-4* на вертикальном участке. Скорость прогрева паропровода в опыте была неравномерной: в сечении *3-3* она постепенно нарастала до 3,4°С/мин, а затем последовали два спада температур. В сечении *4-4* скорость прогрева до момента включения в магистраль была не более 0,3°С/мин, а затем она резко возросла до 5,8°С/мин и вновь упала до 0.

Наибольшие отклонения измеренных напряжений от расчетных значений наблюдались у тензометров *т5* и *а6* в сечении *3-3* и *а9*, *а15* и *т16* в сечении *4-4*. Эти расхождения следует отнести в первую очередь за счет не учитываемых расчетами напряжений от температурной неравномерности в окружном направлении (для сечения *3-3*) и по длине паропровода (для сечения *4-4*). Напряжения в сечении *4-4* почти по всем тензометрам резко возросли в момент включения котла в магистраль. Наибольшие напряжения в сечении *3-3* были зарегистрированы



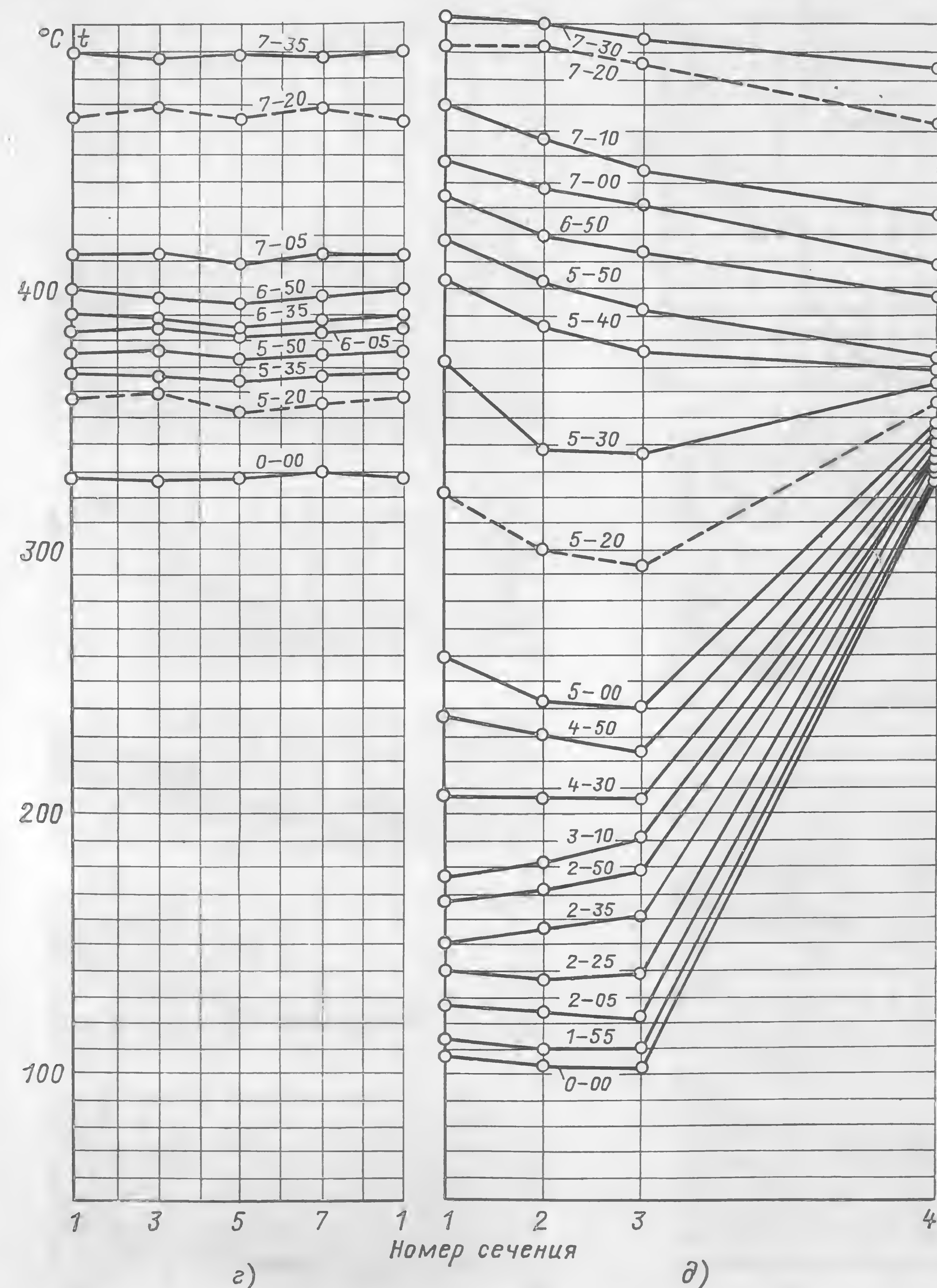


Рис. 6-11. Распределение температур в сечениях паропровода котла ТГМ-96 по окружности при растопке с прогревом концевого участка паропровода встречным потоком пара из магистрали через байпас линейной задвижки.

Обозначения те же, что и на рис. 6-9.

по тензометрам *а6* и *т7* ($6\cdot10^7$ Па), а в сечении *4-4* — по тензометрам *а13* ($7{,}8\cdot10^7$ Па), *т14* ($6{,}8\cdot10^7$ Па) и *Т16* ($8{,}5\cdot10^7$ Па).

На рис. 6-11, 6-12 представлены результаты другого опыта, для которого был характерен заблаговременный прогрев концевого участка паропровода встречным потоком пара из магистрали через байпас линейной задвижки со сбросом в линию растопочной РОУ. Начальная температура стенки паропровода в сечении *3-3* (рис. 6-11) здесь была

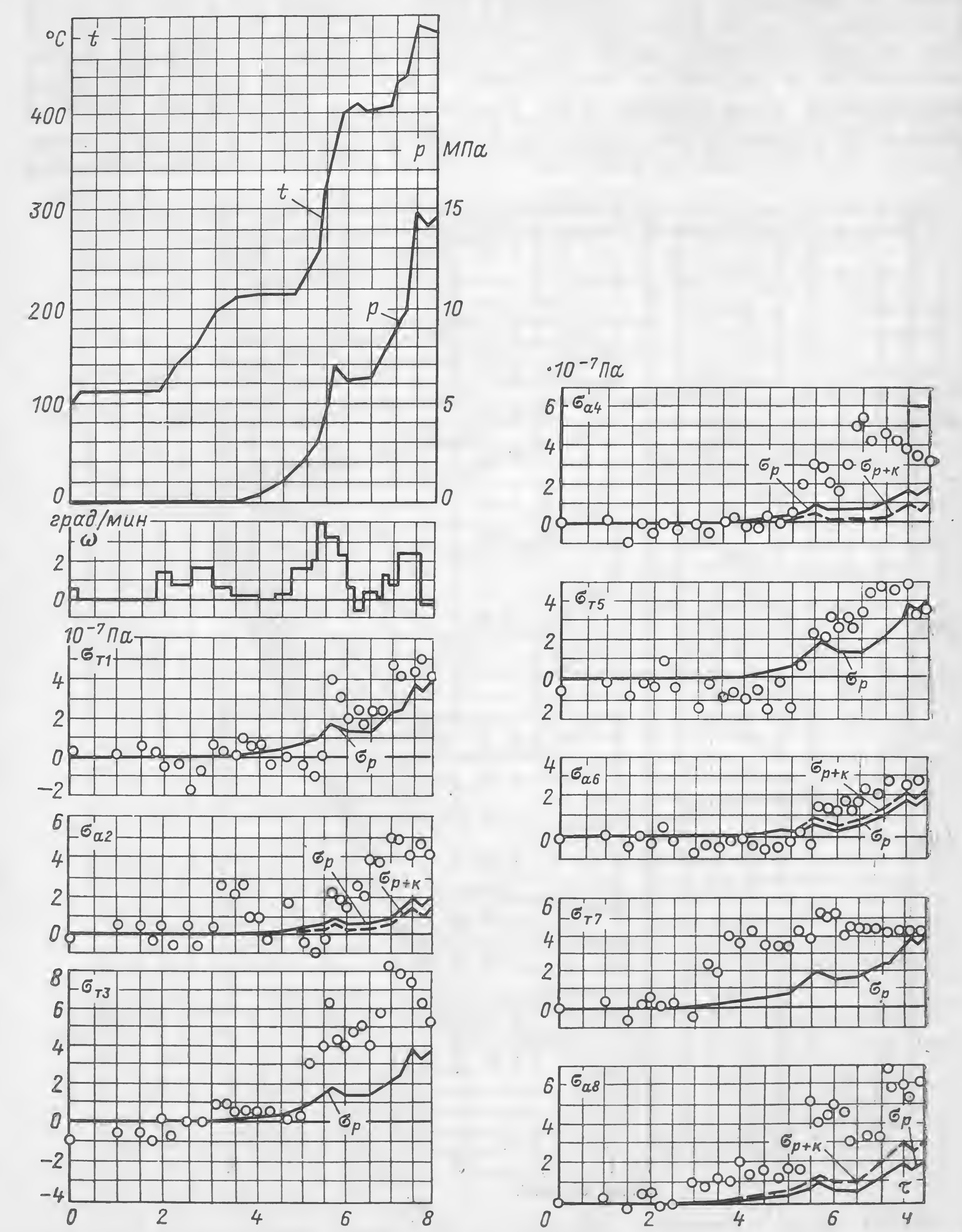
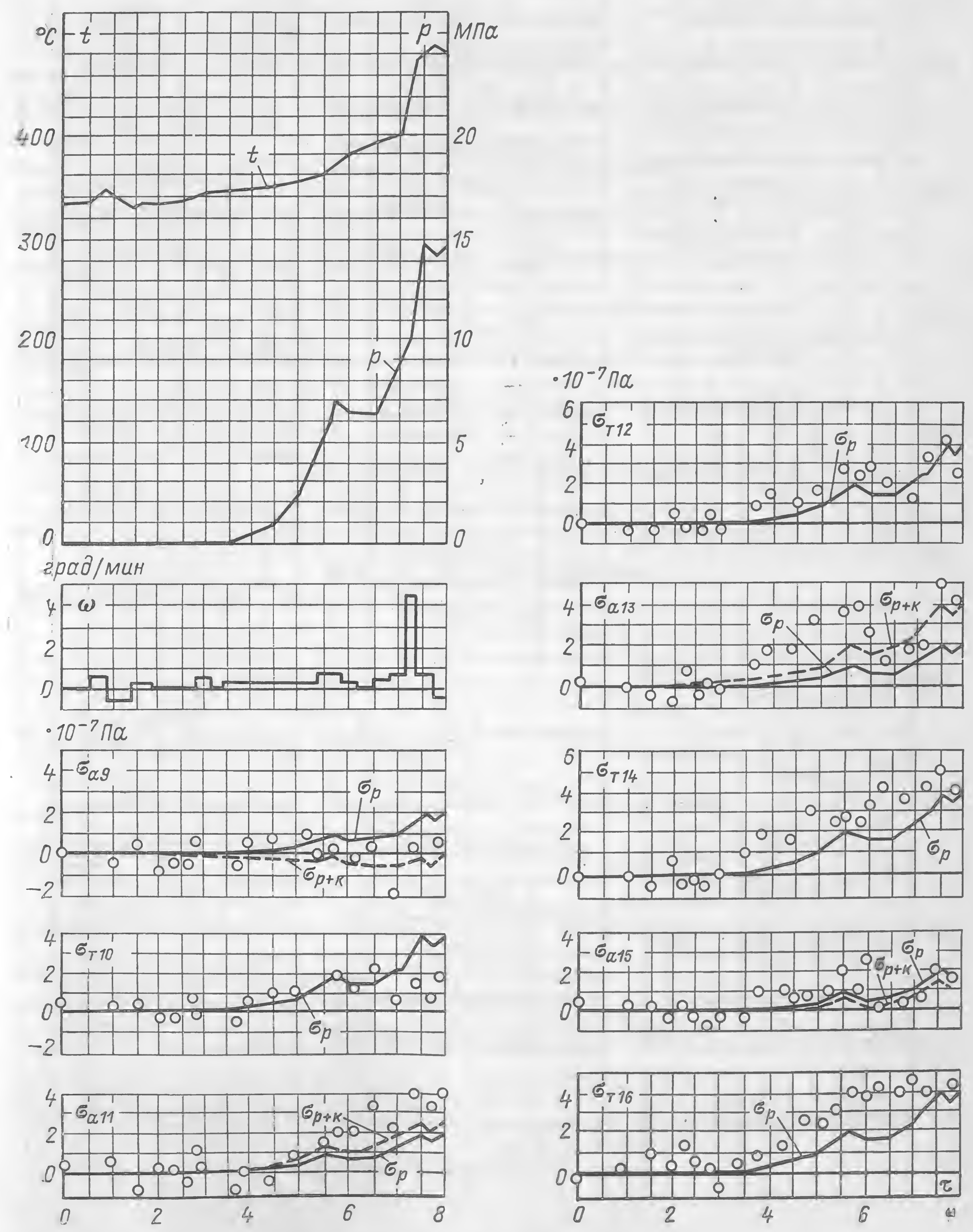


Рис. 6-12. Напряжения в главном паропроводе котла ТГМ-96 при растопке

Обозначения те же,

немного выше, чем в предыдущем опыте (110°С), а продолжительность растопки одинакова — 5 ч 30 мин. Разность температур по окружности трубы (рис. 6-11) в сечениях *1-1*, *2-2* и *3-3* имела такую же тенденцию возрастания к третьему сечению, как и в предыдущем опыте. Наибольшая разность температур по окружности трубы в сечении *3-3* в этом опыте наблюдалась при максимальной скорости прогрева в 4°С/мин и составила 55°С.



с прогревом концевого участка встречным потоком пара.

что и на рис. 6-10.

Начальная температура стенки паропровода в сечении *4-4* была 330°С. Температурная неравномерность по длине паропровода в этом опыте была значительной, но картина получилась обратная: температура в сечении *4-4* была выше, чем в предыдущих сечениях, причем наибольшая разность температур между сечениями *4-4* и *1-1* была в начале растопки и здесь она составила 230°С. В процессе прогрева эта разность температур постепенно уменьшалась и через 3 ч 30 мин после начала растопки выровнялась на уровне около 350°С. После этого

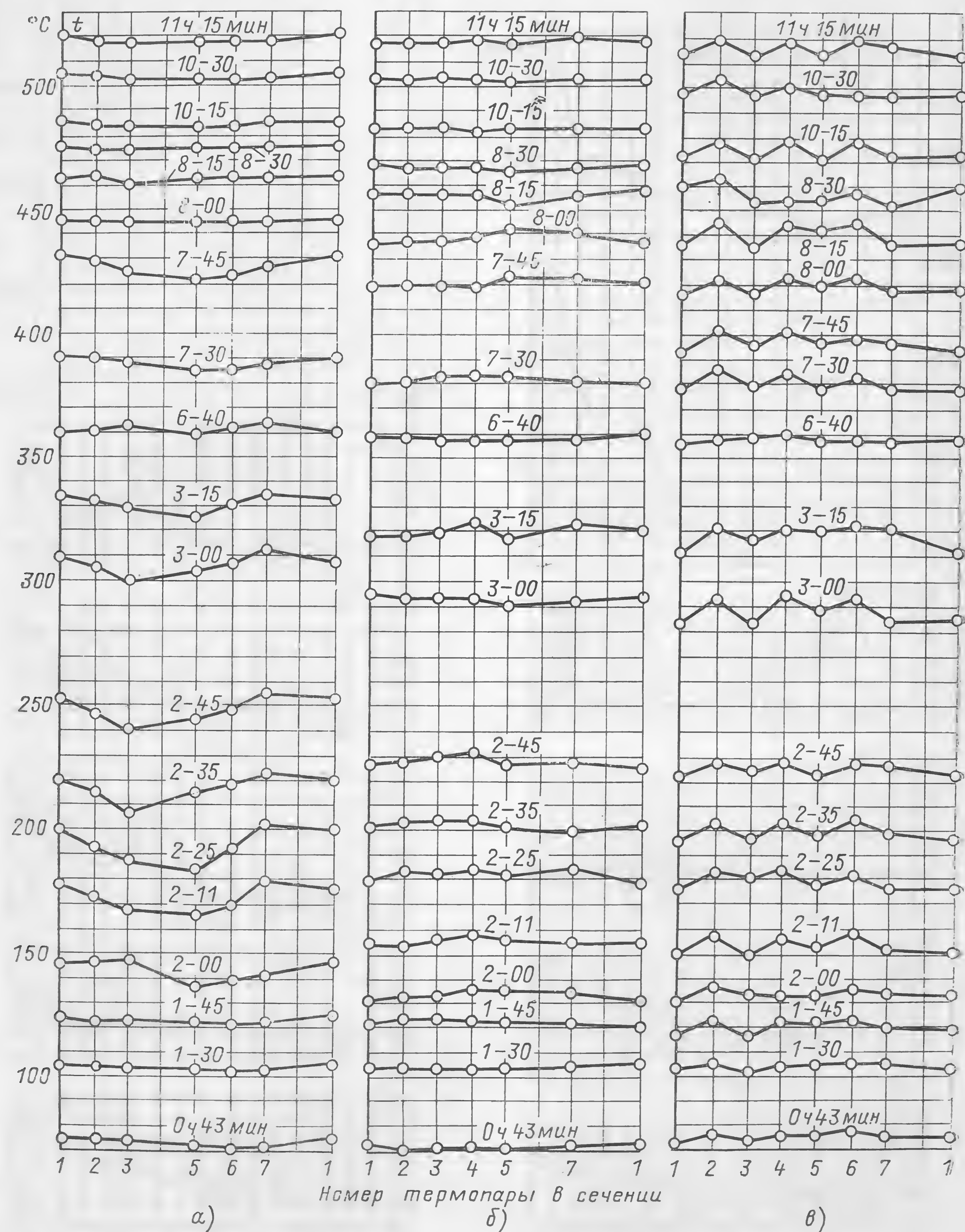
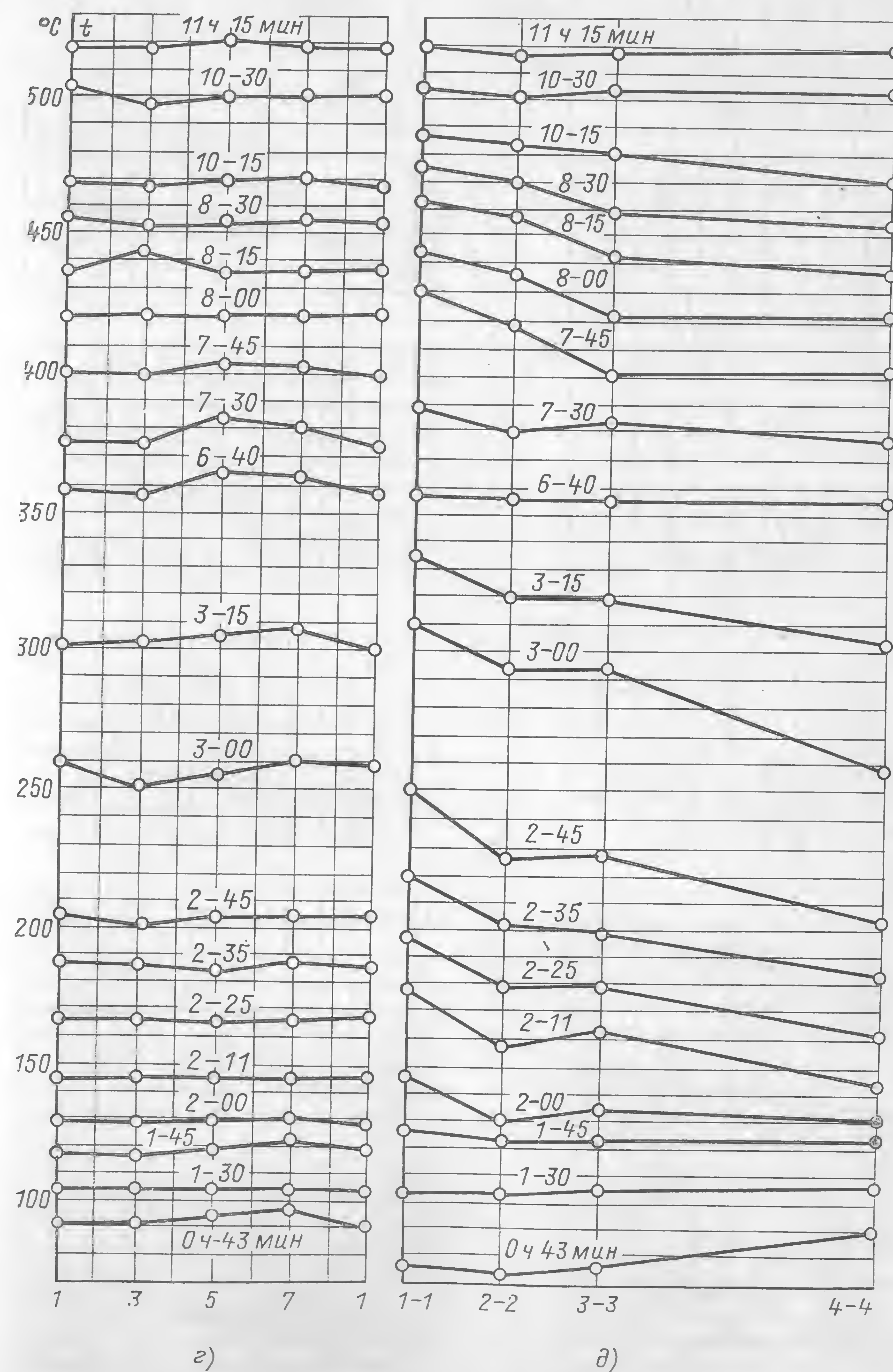


Рис. 6-13. Распределение температур в сечениях паропровода

Обозначения те же,

начальный участок паропровода стал обгонять хвостовую часть в прогреве (максимально на 40°С), но к концу прогрева температура по длине паропровода вновь выровнялась.

Скорость прогрева паропровода в этом опыте (рис. 6-12) в сечении *3-3* в начале была на уровне 1,4°С/мин, затем после некоторой паузы она постепенно возросла до 4°С/мин. После этого она вновь упала до 0 и в последний раз возросла до 2,4°С/мин. В сечении *4-4* скорость прогрева паропровода в течение почти всего опыта была близка к нулевой



котла типа ТГМ-96 при блочном пуске котла и турбины.

что и на рис. 6-9.

и лишь в самом конце растопки во время включения котла в магистраль кратковременно возросла до 4,4°С/мин.

Расхождение между расчетными и измеренными напряжениями в этом опыте было несколько меньше, чем в предыдущем. Здесь можно проследить определенное соответствие пиков измеренных напряжений

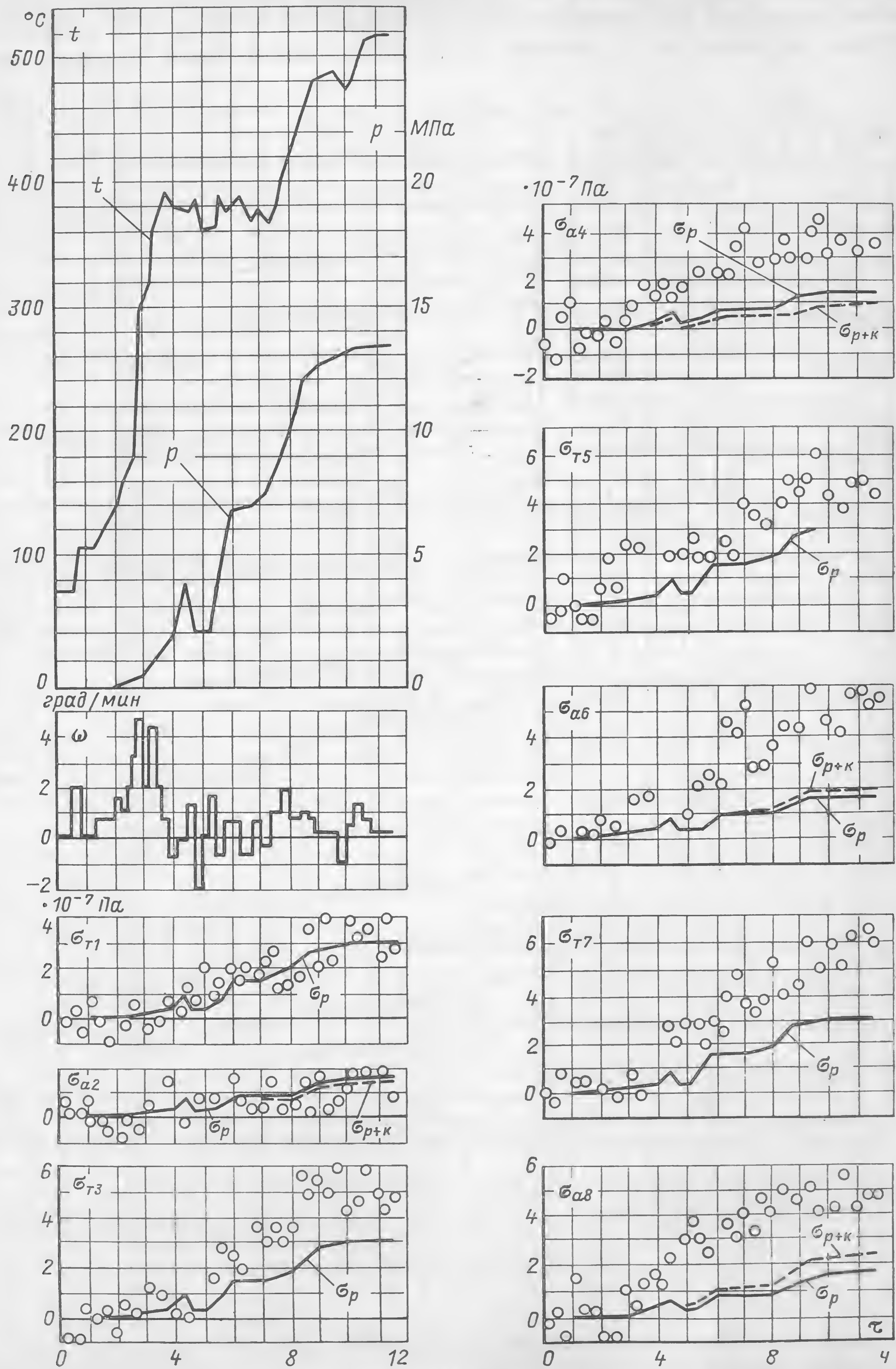
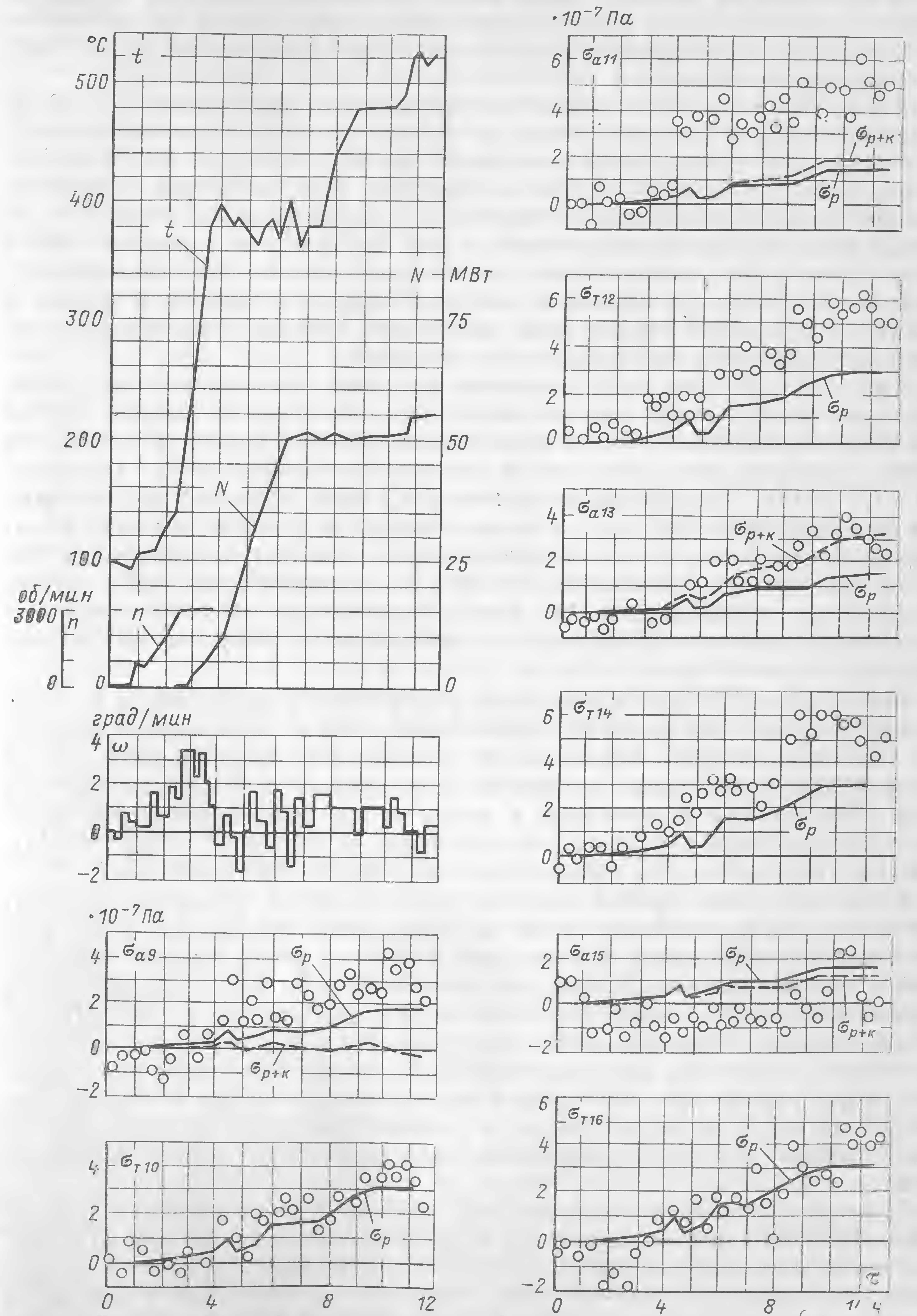


Рис. 6-14. Напряжения в главном паропроводе котла типа ТГМ-96 при блочном пуске котла и турбины. Обозначения те же, что и на рис. 6-10.

и скорости прогрева паропровода как в сечении *3-3*, так и в сечении *4-4*. Скачок напряжений в сечении *4-4* при включении котла в магистраль в этом опыте был меньше, чем в предыдущем. Существенную положительную роль при этом сыграл предварительный прогрев концевого участка паропровода встречным потоком пара из магистрали. Наиболь-



шие напряжения в сечении *3-3* зарегистрированы по тензометрам *т3* ($8,1\cdot10^7$ Па) и *а8* ($6,8\cdot10^7$ Па), а в сечении *4-4* — по тензометрам *а13* и *т14* ($5\cdot10^7$ Па).

Третий опыт на этом объекте (рис. 6-13, 6-14) проводился при блочном пуске котла и турбины. Вся парозапорная арматура на пути от котла до турбины в этом опыте была полностью открыта с самого начала блочного пуска. Для изоляции пускаемого блока от действующей части станции отводы к переключательной магистрали держались в закрытом положении.

Опыт блочного пуска характеризуется очень медленным подъемом параметров пара: растопка котла до набора полного давления продолжалась 9 ч. Прогрев главного паропровода по длине (рис. 6-13) происходил более равномерно и без отставания участка перед линейной задвижкой. Распределение температур по окружности на горизонтальном участке паропровода в сечениях *1-1*, *2-2* и *3-3* в опыте блочного пуска было более равномерным, чем в других опытах, что свидетельствует об отсутствии скопления конденсата перед вертикальной петлей и о достаточном объемном расходе пара через главный паропровод в течение всего времени пуска блока в этом опыте.

Как видно из рис. 6-14, скорость прогрева паропровода и в этом опыте не была вполне равномерной: через 3 ч после начала пуска наблюдался подъем скорости прогрева до 3,4—4,8°С/мин. В остальное время скорость прогрева имела небольшие колебания в пределах ±1—1,5°С/мин. Нарастание напряжений в стенке главного паропровода как на горизонтальном, так и на вертикальном участке в опыте блочного пуска происходило более равномерно, чем при раздельном пуске котла без турбин. Расчетные напряжения в паропроводе здесь лучше сходились с измеренными, что свидетельствовало об отсутствии или о малом значении дополнительных температурных напряжений, не учитывавшихся расчетом.

Режим растопки котла и подъема параметров в паропроводе в опыте блочного пуска определялся состоянием турбины. Максимум напряжений в стенке главного паропровода при блочном пуске приходился на конец пуска, когда была достигнута нормальная рабочая температура пара. Наибольшие напряжения в конце пуска были зарегистрированы на горизонтальном участке по тензометрам *т3*, *т5*, *а6* и *т7* ($6\cdot10^7$ Па), и на вертикальном — по тензометрам *а11*, *т12* и *т14* ($6\cdot10^7$ Па).

В целом с точки зрения величин развивающихся в паропроводе напряжений режим блочного пуска на скользящих параметрах пара был наиболее благоприятным. При раздельном пуске котла следует рекомендовать предварительный прогрев застойных зон паропровода паром от постороннего источника или встречным потоком пара из магистрали. Во избежание образования в паропроводах застойных зон и мест скопления конденсата при проектировании новых паропроводных трасс не следует применять на трассах вертикальные петли и подъемные участки по ходу пара, а отводы к растопочным РОУ производить из самого конца участка паропровода непосредственно перед запорным органом.

Проверка циклической прочности материала паропровода (сталь марки 12Х1МФ), выполненная для всех проводившихся на объекте опытов, показала, что для наблюдавшегося наибольшего размаха приведенных напряжений ($11\cdot10^7$ Па) условие циклической прочности удовлетворяется. Таким образом, была окончательно принята в качестве допустимой величины скорость прогрева паропроводов на параметры

пара 14 МПа, 540—570°С в размере 3°С/мин. Для прямолинейных участков паропроводов может быть допущена скорость прогрева до 8°С/мин.

Дальнейшее повышение начальной температуры пара энергетических установок до 650°С требует освоения для главных паропроводов высоколегированных сталей аустенитного класса. В СССР и за рубежом имеется несколько установок, где главные паропроводы выполнены из аустенитных сталей. Опыт их эксплуатации показал, что сварные соединения аустенитных паропроводов недостаточно надежны и в них периодически в процессе работы возникают трещины. Особенно опасным и часто встречающимся видом разрушения являются кольцевые трещины в околошовной зоне сварных соединений, нередко развивающиеся на всю толщину трубы [6-3—6-6]. Единого мнения о причинах образования трещин в то время не было. Некоторыми специалистами высказывалось предположение о возникновении в аустенитных паропроводах в процессе их прогрева значительных компенсационных напряжений, которые якобы являются причиной образования трещин в сварных швах. При этом обычно ссылались на высокий температурный коэффициент линейного расширения аустенитных сталей. Для выяснения причин образования трещин нужно было определить фактически действовавшие в стенке паропровода напряжения. С этой целью была поставлена задача экспериментального определения напряжений, возникающих в аустенитных паропроводах при их прогреве.

Тензометрические исследования паропроводов из сталей аустенитного класса выполнялись группой высокотемпературной тензометрии кафедры ТЭС МЭИ на Черепетской ГРЭС Тулэнерго. Всего было выполнено два исследования — на блоках № 2 и 3. Оба исследования проводились в содружестве с ЦНИИТмаш. Черепетская ГРЭС, где проводились исследования, в старой очереди имела блочную схему главных паропроводов. Каждый блок состоял из турбины типа К-150-170 на параметры пара 17 МПа, 550°С и двух барабанных котлов с естественной циркуляцией типа ТП-240, работавших на буром подмосковном угле и соединенных с турбиной четырьмя нитками главного паропровода, по две нитки от каждого котла.

Первое исследование проводилось на блоке № 2 на левой нитке главного паропровода свежего пара котла № 2Б в 1961 г. Эта работа интересна тем, что в ней производилось сопоставление двух методов тензометрии. МЭИ выполнял исследование при помощи механических роликовых тензометров, а ЦНИИТмаш при помощи проволочных тензодатчиков [6-7, 6-8]. Исследовавшийся паропровод диаметром 219×27 мм был изготовлен из стали 10Х14Н14В2М, но при капитальных ремонтах его отдельные участки вырезались и заменялись отрезками труб из сталей 12Х18Н12Т и 12Х18Н9Т.

В то время проволочные тензодатчики могли применяться для измерения статических деформаций в деталях только при температурах, не превышавших 400°С. Для натурной тензометрии на Черепетской ГРЭС использовались датчики из константановой проволоки и клея ВН-15, разработанного ИХС АН СССР, на постоянной основе из металлической фольги [6-9, 6-10]. Компенсационные датчики устанавливались на пластинах из стали 12Х18Н12Т, которые крепились к поверхности паропровода методом точечной конденсаторной сварки. Пластины приваривались к паропроводу своей тонкой частью. Нижняя часть пластин прижималась к поверхности трубы, чем обеспечивалась достаточная теплоотдача от трубы к пластине. Температура пластины

при этом практически не отличалась от температуры трубы. Основные датчики крепились к поверхности трубы также методом точечной конденсаторной сварки рядом с соответствующими компенсационными датчиками. Установленные датчики накрывались защитным экраном из фольги толщиной 0,1 мм, приваривавшейся по контуру точечной конденсаторной сваркой. Паропровод в месте установки датчиков был закрыт обычной тепловой изоляцией. В качестве вторичного прибора использовался автоматический регистратор деформаций и температур типа АРДТ-10/2.

Сопоставление результатов тензометрии двумя методами дано на рис. 6-15 в виде зависимости полученных напряжений от температуры стенки паропровода, из которой видно, что напряжения, полученные с помощью проволочных тензодатчиков, в целом сходились с напряжениями по механическим роликовым тензометрам МЭИ (проволочные тензодатчики давали немного завышенное напряжение).

Рис. 6-15. Сопоставление аксиального напряжения в главном паропроводе дубль-блока К-150-170+ +2ТП-230 Черепетской ГРЭС (правая нитка), полученного с помощью тензометров МЭИ (пунктир) и с помощью проволочных тензодатчиков ЦНИИТмаш (сплошная линия).

Позднее МЭИ в содружестве с ЦНИИТмаш провел на Черепетской ГРЭС новое тензометрическое исследование паропровода из аустенитной стали. Это исследование было выполнено на главном паропроводе острого пара блока № 3 [6-11, 6-12]. Необходимость этого нового исследования была обусловлена тем, что предыдущее было выполнено не на самой жесткой нитке паропровода, а место установки тензометров там не являлось наиболее нагруженной точкой паропровода по компенсационным напряжениям. Средняя скорость прогрева паропровода в том первом опыте была низкой и составляла всего 0,065°С/мин, что было значительно ниже нормировавшейся для этих паропроводов 1°С/мин. Последнее было связано с тем, что пуск того блока осуществлялся после капитального ремонта при сырой теплоизоляции турбины, что задерживало ее нагружение и соответствующий подъем параметров пара, а тензометрическое испытание тогда проводилось на паропроводе котла, растапливавшегося в блоке с турбиной, а не подключавшегося к уже работавшему блоку. Поэтому прогрев паропровода и подъем параметров пара лимитировались турбиной.

Для нового исследования была выбрана более жесткая правая нитка паропровода котла № 3Б блока № 3. Тензометры были установлены в одном из наиболее нагруженных компенсационными напряжениями сечении. Опыты проводились в режимах наиболее быстрого прогрева паропровода, когда растопка котла осуществлялась независимо от турбины с целью последующего подключения к уже работающему блоку котел № 3А — турбина № 3. В этом режиме растопка котла № 3Б не лимитировалась турбиной.

Исследуемый паропровод был изготовлен из стали 12Х18Н12Т и имел диаметр 219×27 мм. Наиболее жестким по расчету был участок



Рис. 6-16. Эпюры изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений паропровода котла дубль-блока К-150-170+2ТП-240 Черепетской ГРЭС (правая нитка паропровода от котла 3Б).

А, . . ., *Н* — точки на границах элементов трассы; координаты «упругого центра» на плоскостях проекций трассы: x_{1s}=20 м; y_{1s}=1,58 м; y_{2s}=1,54 м; z_{2s}=9,1 м; z_{3s}=9,6 м; x_{3s}=20,3 м; составляющие компенсационных усилий в направлениях осей координат: P_x=5870 Н; P_y=882 Н; P_z=3230 Н; изгибающие и крутящий моменты в точке *Н* трассы (у «мертвой» опоры): $M^{и}_{xy}$=49 700 Н · м; $M^{и}_{yz}$= = —25 540 Н · м; $M^{к}_{zx}$= —11 800 Н · м; изгибающие и крутящий моменты в точке *Г* трассы (поблизости от места установки тензометров): $M^{к}_{xy}$= —1840 Н · м; $M^{и}_{yz}$=5250 Н · м; $M^{и}_{zx}$= = —28 090 Н · м.

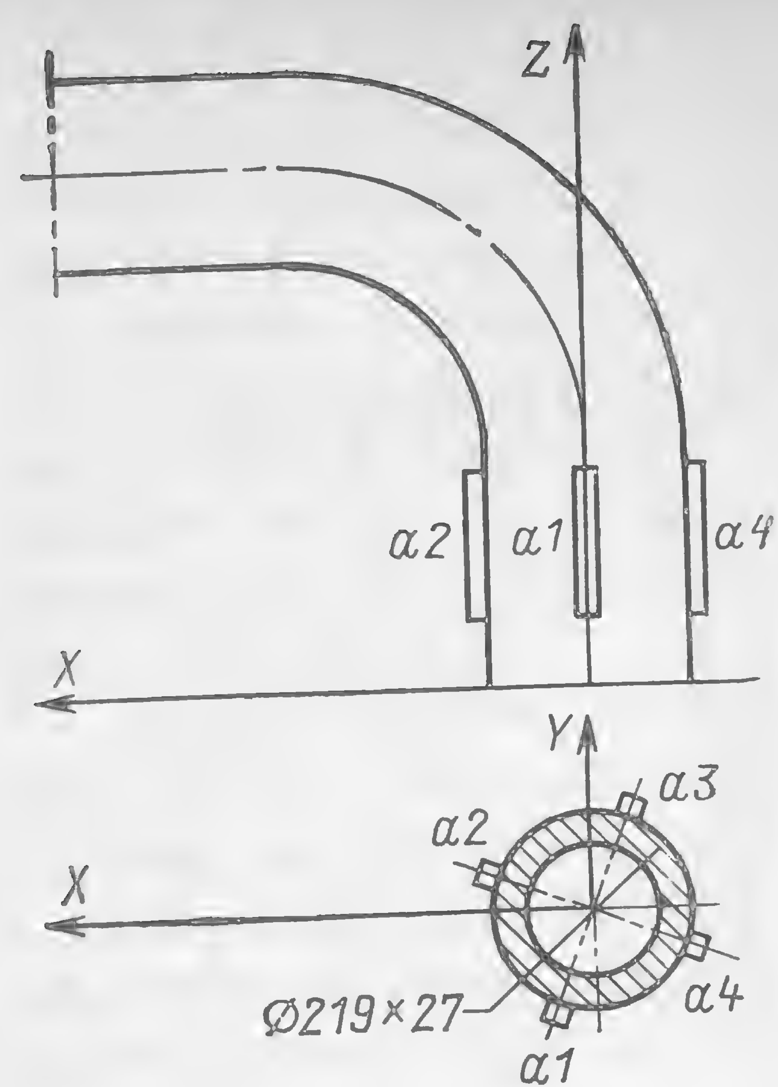


Рис. 6-17. Расположение тензометров на трассе главного паропровода дубль-блока К-150-170 Черепетской ГРЭС вблизи точки $Г$ (см. рис. 6-16).

правой нитки паропровода от выходного коллектора пароперегревателя котла до неподвижной опоры $А$ у стены машинного зала. Эпюры изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений для этого участка трассы показаны на рис. 6-16. В наиболее напряженной точке $Г$ изгибное аксиальное напряжение самокомпенсации $\sigma_{z\text{к}}=40{,}6$ МПа. В основном оно было обусловлено моментом M_{zx}. Касательное напряжение от скручивания моментом M_{xy} здесь было невелико и равно $\tau_\text{к}=$ $=1{,}3$ МПа.

Аксиальное напряжение от внутреннего рабочего давления $p=$ $=17$ МПа у наружной поверхности стенки паропровода было равно $\sigma_{zp}=22{,}3$ МПа. Четыре тензометра были установлены на вертикальном участке паропровода недалеко от гиба вблизи от точки $Г$ (рис. 6-16). Все тензометры были установлены в аксиальном направлении по диаметрально противоположным образующим трубы (рис. 6-17). От установки тангенциальных тензометров отказались ввиду их большой базы ($l_\text{б}=200$ мм) при наружном диаметре паропровода $d_\text{н}=219$ мм. Тензометры были установлены с небольшим смещением относительно координатных осей, принятых в расчете на самокомпенсацию и совпадающих с продольной и поперечной осями котельного отделения ГРЭС: коаксиальному размещению препятствовала колонна здания.

Для определения температурной поправки каждый тензометр оборудовался десятью термопарами: пять зачеканивались в бобышки на поверхности паропровода и пять закреплялись в базовой планке. Через переключатель термопары присоединялись к переносному потенциометру типа ПП.

Определение напряжений по измеренным деформациям следовало производить по формулам (5-1), (5-2) для плосконапряженного состояния. Но поскольку тангенциальная деформация паропровода не измерялась, был принят метод приближенной оценки тангенциальной деформации, базирующийся на допущении, что тангенциальное напряжение в стенке паропровода в основном обусловлено внутренним давлением пара («скоростной» составляющей тангенциального напряжения пренебрегли, а разность температур по окружности паропровода на вертикальном участке практически отсутствовала). В соответствии с этим предварительно определялось тангенциальное напряжение у наружной поверхности стенки трубы по формуле

$$\sigma_{t\text{н}} \approx \sigma^p_{t\text{н}} = p\frac{2}{\beta^2_0 - 1}, \qquad (6\text{-}1)$$

где p — давление в паропроводе; $\beta_0=d_\text{н}/d_\text{в}$ — отношение наружного диаметра трубы к внутреннему.

Затем подсчитывалась тангенциальная деформация паропровода от внутреннего давления

$$\varepsilon_{t\text{н}} = \frac{1-\nu^2}{E_t}\sigma_{t\text{н}} - \nu\varepsilon_{z\text{н}}, \qquad (6\text{-}2)$$

где E_t — модуль упругости стали при соответствующей температуре; ν — коэффициент Пуассона; $\varepsilon_{z\text{н}}$ — аксиальная деформация паропровода, определяемая с помощью тензометров.

После этого по формуле (5-2) определялось аксиальное напряжение.

На рис. 6-18 приводятся результаты двух испытаний главного паропровода этого блока при растопках котла. В обоих опытах котел под-

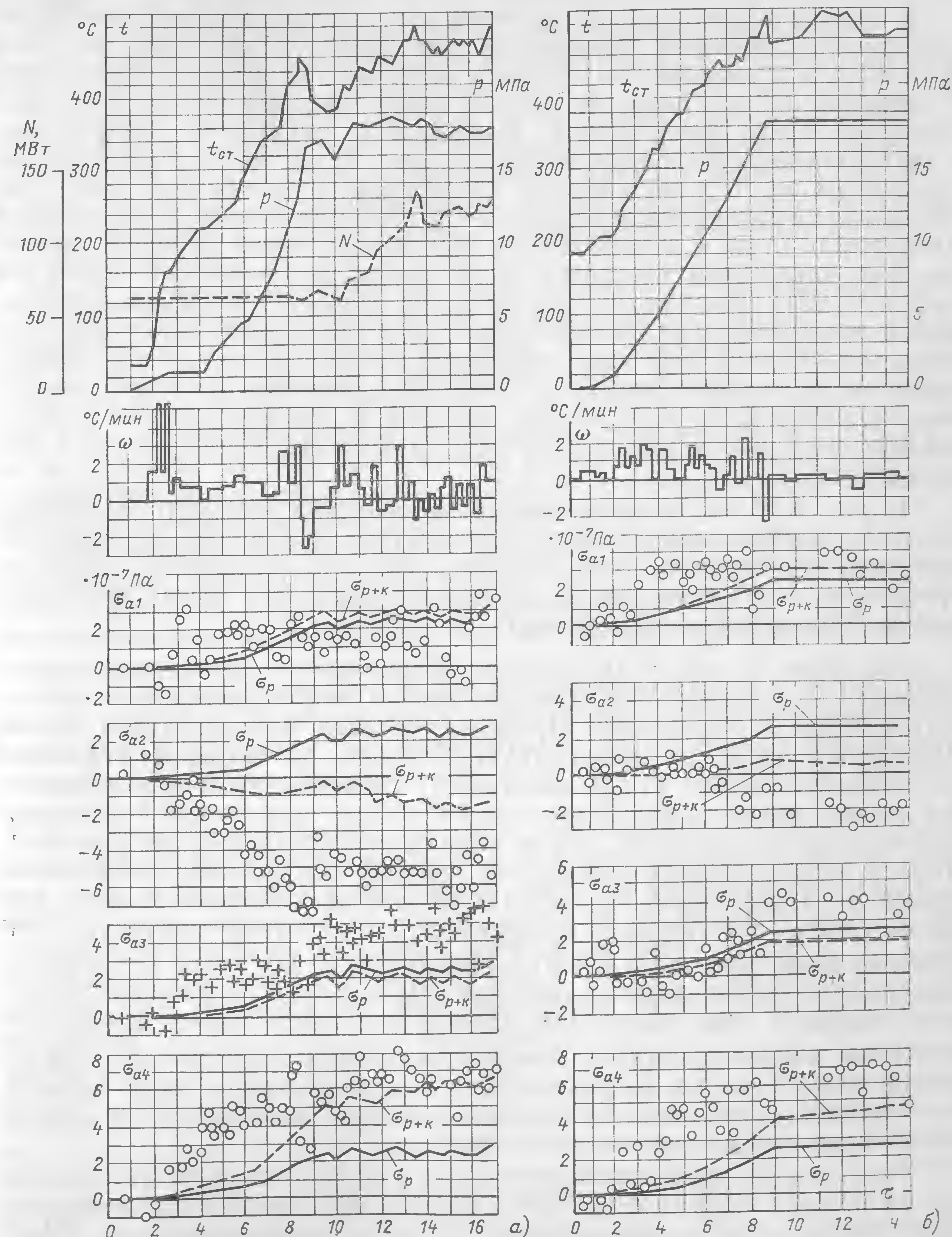


Рис. 6-18. Напряжения в главном паропроводе дубль-блока К-150-170 Черепетской ГРЭС при пусках.

а — пуск с неравномерным повышением во времени параметров пара; *б* — пуск с равномерным повышением параметров пара.

ключался к работающей турбине, в связи с чем скорость прогрева главного паропровода, не будучи связанной с режимом прогрева турбины, была достаточно высокой и составляла в среднем около 0,7°C/мин. Растопка котла в обоих случаях производилась на мазуте, а перевод на пыль подмосковного бурого угля осуществлялся после набора нагрузки. Конечная температура пара на выходе из котла в конце растопки была ниже расчетной по режимным условиям.

В первом опыте в начале растопки (рис. 6-18,*а*) в момент поступления пара в холодный паропровод пик скорости прогрева составил 5,3°C/мин, а в дальнейшем скорость прогрева паропровода колебалась в пределах ±2—3°C/мин. Во втором опыте скорость прогрева поддерживалась более равномерной. Наибольшее аксиальное напряжение в процессе прогрева паропровода наблюдалось в месте расположения тензометра *а4*, т. е. со стороны, обращенной к машинному залу. Наибольшее напряжение достигало 70—80 МПа. Наименьшее аксиальное напряжение было с диаметрально противоположной стороны трубы, где был установлен тензометр *а2*. К концу растопки оно составило —30÷70 МПа. Напряжения σ_{a1} и σ_{a3} на боковых образующих трубы имели промежуточные значения. На рис. 6-18 экспериментальные значения напряжений нанесены кружками, расчетные аксиальные напряжения от внутреннего давления сплошными линиями σ_p, сумма расчетных напряжений от внутреннего давления и самокомпенсации $\sigma_{p+к}$ — пунктиром. В целом расчетные аксиальные напряжения сошлись с измеренными.

На рис. 6-18 не показаны расчетные значения «скоростных» напряжений от радиальной разности температур, зависящих от скорости прогрева паропровода. При максимальной наблюдавшейся скорости прогрева $\omega=5,3$°C/мин они на наружной поверхности стенки трубы достигают значения $\sigma_z^\infty=\sigma_t^\infty=20$ МПа.

Как видно из рис. 6-18, уровень напряжений в аустенитном паропроводе Черепетской ГРЭС был не больше, чем в других исследовавшихся МЭИ паропроводах. Проверка металла паропроводной трубы Черепетской ГРЭС на циклическую прочность по методу [1-17] с использованием данных [1-18] показывает, что основной металл аустенитной трубы способен выдерживать до 10^4 циклов нагружения с размахом приведенных напряжений, как в опытах, изображенных на рис. 6-18. Отсюда можно сделать вывод, что причину разрушений сварных соединений паропроводов из аустенитных сталей надо искать не в высоком уровне действующих напряжений, а в других причинах. Эти причины были названы в работах [4-4, 6-13]. К ним относятся изменения, которые претерпевает металл при сварке в зоне термического влияния: снижение деформационной способности околошовной зоны, как результат неблагоприятного влияния сварочных пластических деформаций; выделение при сварке хрупких фаз по границам зерен металла околошовной зоны; наличие резкого градиента жаропрочности между отдельными зонами сварных соединений.

Тензометрические исследования трубчатых элементов из аустенитных сталей помимо Черепетской ГРЭС выполнялись также на коллекторах пароперегревателя из стали 12Х18Н12Т на головном котле типа ТП-80 ТЭЦ № 12 Мосэнерго [1-34], где был получен приблизительно такой же уровень напряжений. Ограничимся здесь лишь упоминанием об этой работе.

Тензометрические исследования паропроводов на параметры 24 МПа, 565°C выполнялись на блоках 300 МВт Новочеркасской и Конаковской ГРЭС и на паропроводе острого пара первого в СССР одновального блока 800 МВт Славянской ГРЭС. Исследования на Новочеркасской ГРЭС, где в блоке с турбинами К-300-240 ХТГЗ работали котлы типа ТПП-110 ТКЗ, проводились МЭИ совместно с Донецким отделением ОРГРЭС [6-14, 6-15].

Исследования на Славянской ГРЭС, где в блоке с одновальной турбиной К-800-240 ЛМЗ работал котел типа ТП-200-1 ТКЗ, производились МЭИ также совместно с ДонОРГРЭС.

На блоках 300 МВт Конаковской ГРЭС исследовались напряжения, развивающиеся в переходных пускоостановочных режимах в тройниках паропроводов острого пара, в тройниках, коленах и окрестностях дренажных штуцеров на паропроводах горячих ниток промперегрева. Работа проводилась в содружестве с лабораторией металлов Конаковской ГРЭС [2-23].

Блоки с турбинами К-300-240 были основными в энергетическом строительстве СССР в 1966—1975 гг. Большое количество таких блоков монтируется и в 10-й пятилетке. Такие же параметры имеют блоки 500 и 800 МВт, новые теплофикационные блоки с турбинами Т-250/300-240, а также создающийся в настоящее время новый блок 1200 МВт. Экспериментальное исследование напряжений в паропроводах на давление 24 МПа представляет большое практическое значение и существенный интерес в связи с большой толщиной стенки, приводящей к повышенным температурным напряжениям.

Рекомендации по допустимой скорости прогрева паропроводов сверхвысоких параметров базировались только на теоретических расчетах и не были подкреплены экспериментально. Все это придавало тензометрическим исследованиям паропроводов на 24 МПа, 565°C большую актуальность.

Целью научно-исследовательской работы на главных паропроводах блоков К-300-240 Новочеркасской ГРЭС было экспериментальное исследование напряжений, развивающихся в пусковых режимах и при остановах и выдача рекомендаций по допустимой скорости их прогрева.

Предварительно режимы прогрева паропроводов НЧГРЭС были разработаны ДонОРГРЭС в процессе наладки блоков до начала данного тензометрического исследования. Главный паропровод блока № 1 НЧГРЭС был выполнен из стали 12Х1М1Ф и имел диаметр 275×62,5 мм. У блока № 2 главный паропровод был изготовлен из стали 15Х1М1Ф и имел диаметр 245×45 мм, поэтому его тензометрическое исследование представляло самостоятельный интерес. Согласно рекомендациям ДонОРГРЭС для паропровода блока № 1 НЧГРЭС при температуре металла ниже 400°C допускалась скорость прогрева 5°C/мин. При более высокой температуре скорость прогрева ограничивалась величиной 3°C/мин. Для главного паропровода блока № 2 при температуре металла ниже 200°C была рекомендована скорость прогрева 3°C/мин, в интервале температур 200—500°C — не более 2°C/мин и при температуре металла — выше 500°C 1°C/мин.

Результаты выполненного МЭИ расчета «скоростных» напряжений показали, что при оговоренных инструкциями скоростях прогрева (для нерегулярных режимов) эти напряжения относительно невелики и на наружной поверхности стенки не превышают 20 МПа, а у внутренней —60 МПа. Согласно расчету напряжения от внутреннего рабочего дав-

ления в стенке паропровода блока № 1 составили $\sigma_{tнр}$=20,4 МПа, $\sigma_{tвр}$=44,4 МПа и $\sigma_{zр}$=10,2 МПа. Для паропровода блока № 2 соответственно 32, 56,2 и 16 МПа.

Первая часть исследований проводилась на блоке № 1, вторая — на блоке № 2. На блоке № 1 главный паропровод исследовался в двух сечениях — на горизонтальном и вертикальном участках вблизи от точки с наиболее высокими компенсационными напряжениями. Кроме того, определялись напряжения в линии байпаса ГПЗ-2 у турбины, в выходном коллекторе конвективного пароперегревателя котла и в сборном коллекторе предохранительных клапанов горячих ниток промперегрева пара.

Во втором исследовании (на блоке № 2) тензометрия производилась в неравномерно прогреваемых узлах главного паропровода, вызывавших наибольшие опасения с точки зрения возникавших в них в переходных режимах температурных напряжений. К ним относились горизонтальный участок паропровода вблизи от точки с наиболее высокими компенсационными напряжениями, линия байпаса главной паровой задвижки (ГПЗ) турбины, одна из пароперепускных труб от регулирующих клапанов, питательная магистраль за п. в. д. и тройник отвода острого пара к газопаропаровому теплообменнику (ГППТО) для регулирования температуры промперегрева пара.

Главный паропровод блока № 1 имел четыре параллельные нитки с неподвижным закреплением у выходного коллектора пароперегревателя (точка *Ф*) и у стопорного клапана турбины (точка *А* на рис. 6-19). Промежуточные точки паропровода опирались на пружинные подвески, расположенные на расстояниях 2,5—3 м одна от другой на горизонтальных и 4—5 м на вертикальных участках паропровода. Диаметр паропровода 275×62,5 мм, материал — сталь 12Х1М1Ф.

Пусковые схемы блоков НЧГРЭС были выполнены с выносными растопочными сепараторами и со сбросом из них воды в конденсатор турбины или в деаэратор. Если вода загрязнена окислами железа, сброс в конденсатор был предпочтителен ввиду наличия блочной обессоливающей установки с целлюлозными фильтрами. Сильно загрязненная вода из сепараторов при пусках могла сбрасываться через барботер в ливнесток.

Отвод среды на РОУ и далее в растопочные сепараторы осуществлялся из промежуточной точки *Ц* паропровода (рис. 6-19). Участок паропровода от точки *Ц* до автоматического стопорного клапана турбины (точка *А* на рис. 6-19) до начала впуска пара в турбину прогревался недостаточно и только за счет небольшого расхода среды через дренажные линии перед ГПЗ турбины и за ее байпасом.

Для выбора мест установки тензометров производились расчеты трасс острого пара на самокомпенсацию температурных удлинений методом «упругого центра». Наиболее жесткой по расчету оказалась

Таблица 6-2

Величина	Точка трассы		Величина	Точка трассы	
	О	*П*		*О*	*П*
M_{xy}, Н·м	—2110	—3390*	$M_и = \sqrt{M^2_{ij} + M^2_{jк}}$, Н·м	40 250	41 300
M_{yz}, Н·м	—11 540*	—9280	$\sigma_{zк} = M_и/W$, МПа	24,1	24,7
M_{zx}, Н·м	—40 200	—40 150	$\tau_к = M_{кр}/2W$, МПа	3,1	0,91

* Крутящие моменты.

нитка *В*. Эпюры компенсационных изгибающих и крутящих моментов для нитки *В* представлены на рис. 6-19, а напряжения в точках *О* и *П* трассы, где были установлены тензометры, даны в табл. 6-2.

Расположение тензометров в сечениях паропровода вблизи точек *О* и *П* трассы показано отдельно на рис. 6-20. На вертикальном участке вблизи от точки *П* было установлено восемь тензометров и на горизонтальном участке около точки *О* шесть тензометров. Установить тензо-

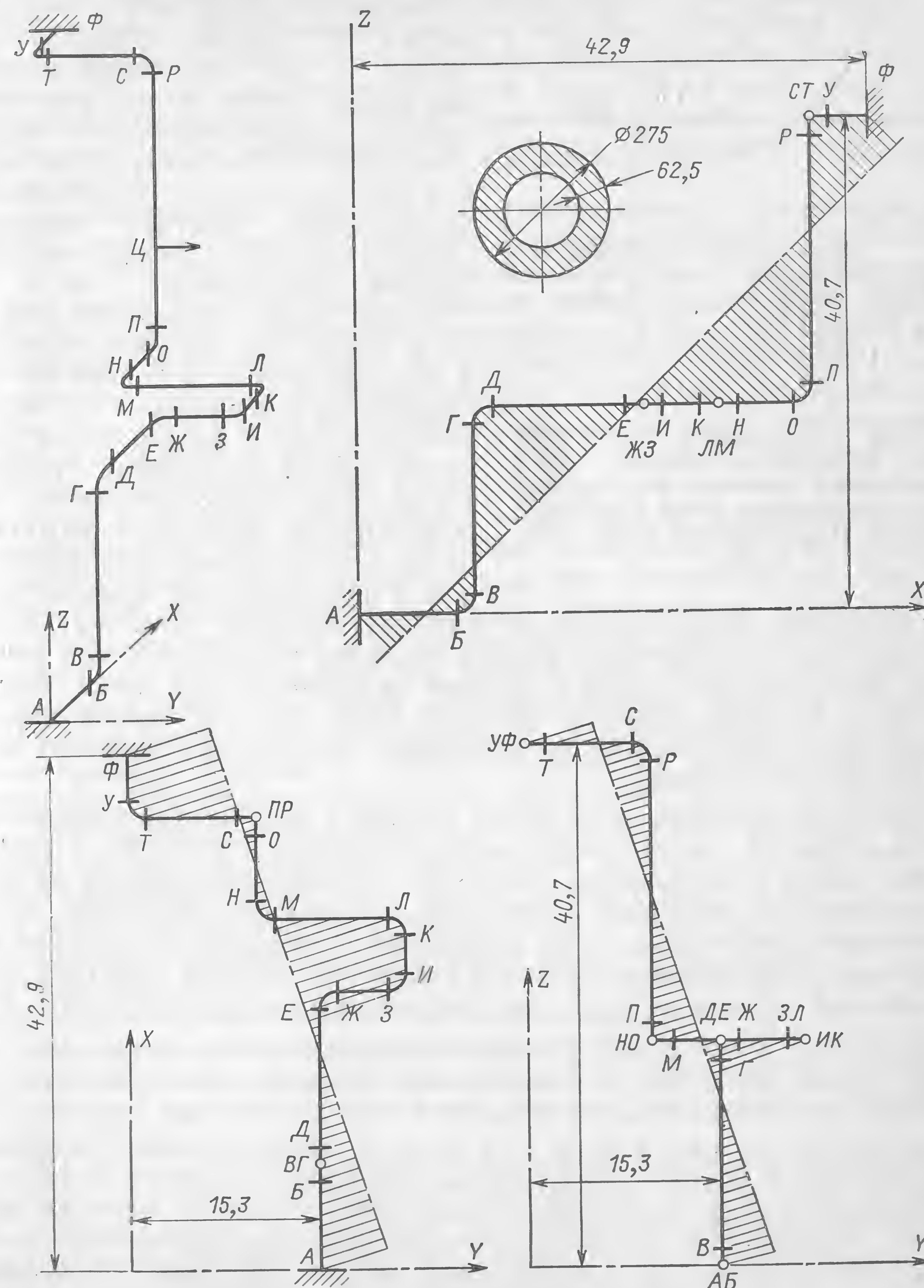


Рис. 6-19. Эпюры изгибающих и крутящих моментов от самокомпенсации температурных удлинений главного паропровода блока К-300-240+ТПП-110 Новочеркасской ГРЭС (нитка *В*) по расчету методом «упругого центра».

Б, ..., *У* — границы прямолинейных и дуговых элементов трассы; *О*, *П* — места расположения тензометров МЭИ на горизонтальном и вертикальном участках трассы; крутящий и изгибающие моменты в точке *П* трассы: $Mк_{xy}$ = —3390 Н·м; $Mи_{yz}$ = —9280 Н·м; $Mи_{zx}$ = —40 150 Н·м.

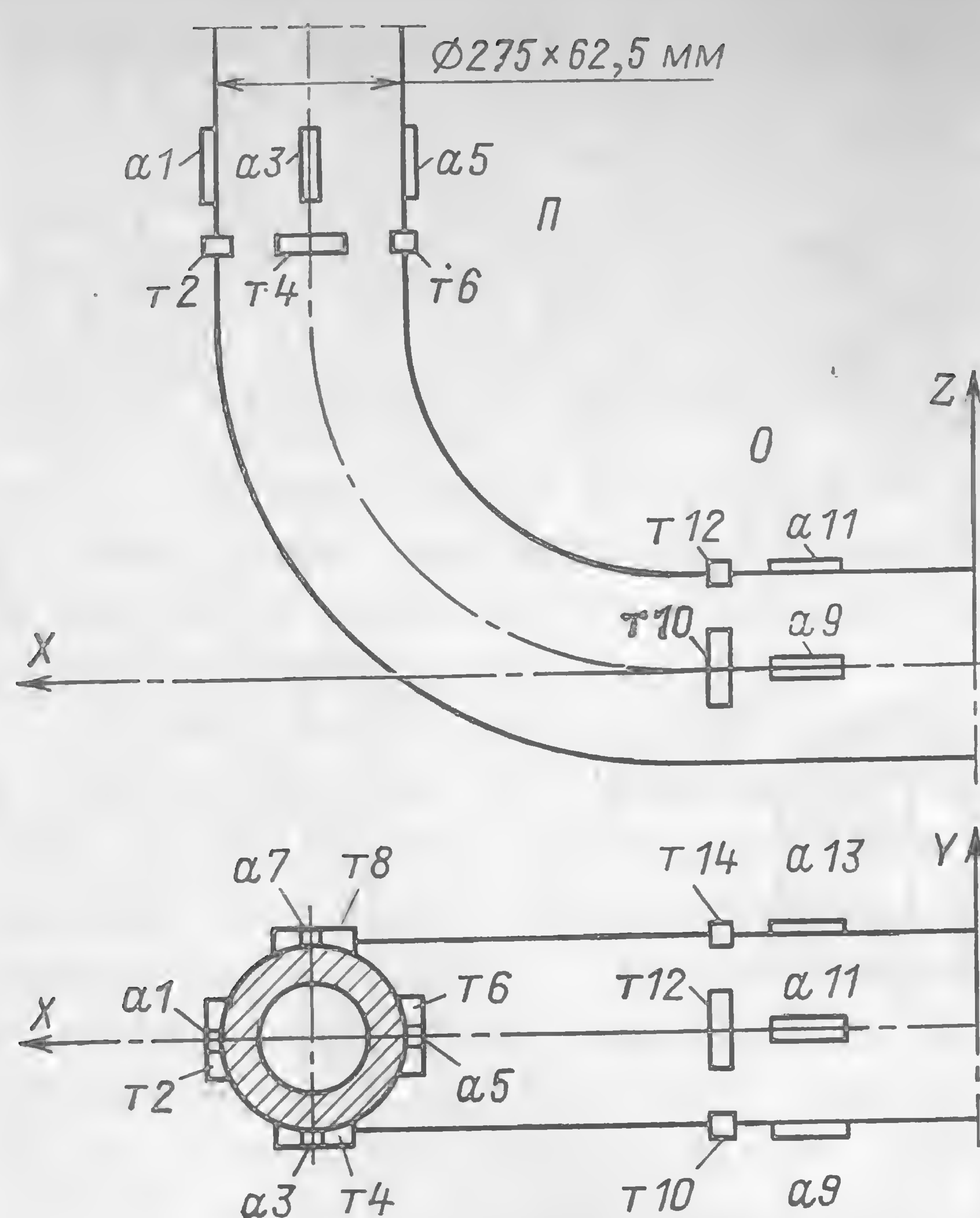


Рис. 6-20. Расположение тензометров МЭИ на вертикальном (сечение *П*) и на горизонтальном (сечение *О*) участках главного паропровода блока К-300-240+ +ТПП-110 Новочеркасской ГРЭС (нитка *В*).

метры на нижней образующей горизонтального участка паропровода в точке *О* не представилось возможным ввиду неудобства монтажа и обслуживания приборов. База использовавшихся тензометров составляла 100 мм.

Всего на блоке № 1 было проведено 13 опытов; 7 опытов при пусках, 2 при аварийных остановах блока, 1 опыт по прогреву коллектора предохранительных клапанов промежуточного перегрева пара и 3 при опрессовках. Выполненные исследования охватили широкую гамму скоростей прогрева и охлаждения паропровода от 1 до 7°С/мин. Здесь приводятся результаты только для двух опытов (пуск и останов блока) и только по напряжениям в сечениях *О* и *П* на горизонтальном и вертикальном участках трассы. Сохранена традиционная для пускоостановочных режимов форма представления результатов в виде зависимости параметров и напряжений от времени, дающая наглядное представление о динамике процесса (рис. 6-21, 6-22).

Указанная в инструкции скорость прогрева паропровода при пусках блока выдерживалась лишь в среднем за полное время пуска. Внутри пускового периода скорость прогрева была весьма неравномерной: наблюдались значительные ее отклонения от среднего значения в ту или и в другую сторону.

Как и на приводившихся ранее графиках результатов тензометрии других объектов, экспериментальные значения напряжений в опытах на рис. 6-21 и 6-22 нанесены кружками. Сплошными линиями σ_p даны напряжения от внутреннего давления, полученные расчетным путем. Пунктирные линии $\sigma_{p+к}$ дают расчетные суммарные аксиальные напряжения от внутреннего давления и самокомпенсации температурных расширений. Линии $\sigma_{p+к+\omega}$ (для тангенциальных напряжений $\sigma_{p+\omega}$) представляют собой сумму расчетных напряжений от внутреннего давления, самокомпенсации и «скоростных» от радиальной разности температур, определявшихся по формулам для регулярного режима.

В опытах на рис. 6-21 и 6-22 вначале производилась опрессовка паропровода, а затем пуск блока из холодного состояния. Начальная температура стенки паропровода была 60°С. Скорость прогрева паропровода максимально достигала 3,2—4,9°С/мин при температуре стенки ниже 400°С. Затем она уменьшилась до 0,3—1,2°С/мин. Наибольшая достигнутая в этом опыте температура стенки паропровода по режимным условиям была 520°С, а наибольшая нагрузка блока 120 МВт.

Во время останова блока охлаждение паропровода вначале происходило со скоростью —2,2 — 3,1°С/мин, а затем по эксплуатационным причинам скорость охлаждения уменьшилась до 0,1—0,3°С/мин.

Анализируя результаты тензометрических испытаний паропровода в этих опытах, необходимо отметить хорошую сходимость экспериментальных и расчетных напряжений при гидроопрессовке паропровода. В этом случае напряжение в стенке паропровода практически определяется одним только внутренним давлением и легко определяется расчетным путем.

В начале пуска блока наблюдался подъем напряжений в стенке паропровода, обусловленный ростом давления внутренней среды: пуск из холодного состояния производился на прямоточном режиме с прокачкой 30%-ного расхода среды через пароводяной тракт котла и через главный паропровод со сбросом через РОУ в растопочный сепаратор. Давление среды поднималось до рабочего значения с самого начала ее прокачки.

Приблизительно через 1 ч после этого началось повышение температуры среды в главном паропроводе вначале со скоростью 3—5°С/мин, а затем более медленно. Напряжения в стенке главного паропровода в это время довольно резко возросли, причем наблюдались отдельные пики напряжений, связанные с неравномерной прокачкой среды и с колебаниями ее температуры. На напряжения от внутреннего давления и от самокомпенсации температурных удлинений паропровода здесь накладывались довольно значительные «скоростные» напряжения неквазистационарного характера. По мере прогрева в стенке главного паропровода увеличивались аксиальные компенсационные напряжения, которые со стороны растянутых волокон трубы суммировались с напряжениями от внутреннего давления (тензометр *а1*), а с противоположной стороны трубы вычитались из них (тензометр *а5*). Как видно из рис. 6-22, измеренные и расчетные напряжения в целом не вполне сходились между собой, причем расхождение увеличивалось с ростом температуры стенки трубы. Это расхождение объясняется уже упоминавшимися выше факторами, не учитываемыми расчетами — неравномерностью температуры по длине и по окружности паропровода, влиянием весовой нагрузки и упругости подвесок, колебаниями скорости прогрева. Измеренные напряжения получились больше расчетных.

При охлаждении паропровода во время останова блока происходило довольно быстрое снижение напряжений по всем тензометрам. Лишь некоторые напряжения ($\sigma_{а11}$, $\sigma_{т12}$ на горизонтальном участке) перешли при этом в отрицательную область. Этому должны соответствовать растягивающие напряжения у внутренней поверхности стенки паропровода, где тензометрические измерения пока неосуществимы и где напряжения могут быть больше, чем у наружной поверхности стенки. Поэтому режим расхолаживания паропровода должен проводиться со строгим соблюдением норм по скоростям охлаждения и достаточно равномерно. Не следует допускать увеличения скорости охлаждения паропровода сверх 4°С/мин.

Распределение напряжений по окружности паропроводной трубы для характерных моментов времени представлено на рис. 6-23. В сечении *П* на вертикальном участке (рис. 6-23,*а*) за счет превалирующего здесь компенсационного изгибающего момента M_{zx}=40 150 Н·м максимум растягивающих напряжений получался в волокнах трубы со стороны, где расположен тензометр *а1* (пунктирная линия *2*), а минимум — с противоположной стороны сечения. Более точно плоскость изгиба повернута вдоль оси трубы на 15° против часовой стрелки по отношению к плоскости *ZOX*. По расчету компенсационное изгибное напряжение в горячем состоянии паропровода в сечении *П* со стороны, где распо-

ложен тензометр *а5*, должно быть отрицательным (сжатие), однако ввиду наложения на компенсационную составляющую других видов напряжений и, в частности, растягивающего напряжения от внутреннего давления, суммарное напряжение по тензометру *а5* получилось положительным, хотя и значительно меньшим, чем напряжение по тензометру *а1*. Напряжения по приборам *а3* и *а7*, расположенным с боковых сторон этого сечения, имели промежуточные значения.

Картина напряженного состояния на горизонтальном участке паропровода в сечении *0* (рис. 6-23,*б*) получилась более сложная. Согласно

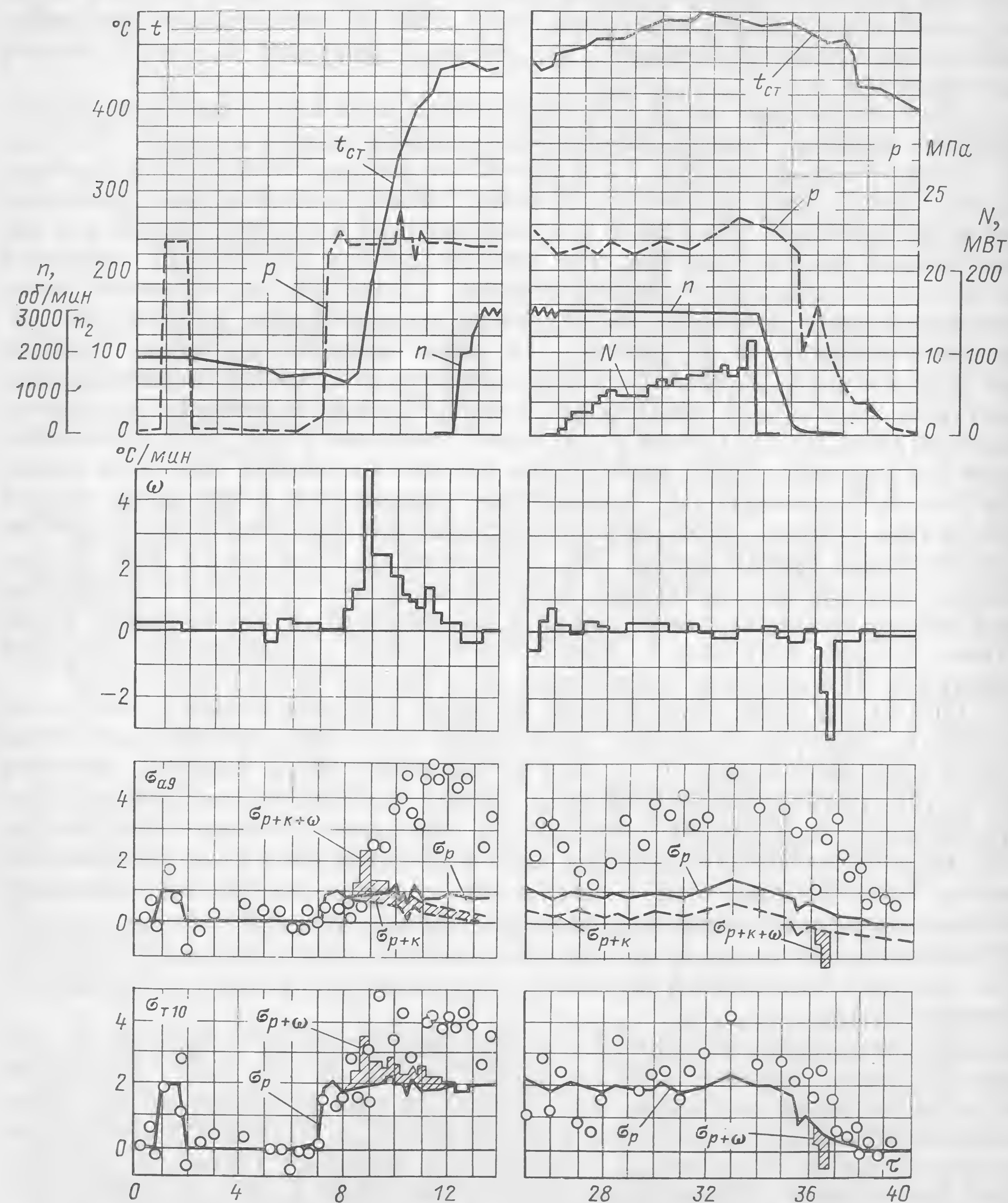
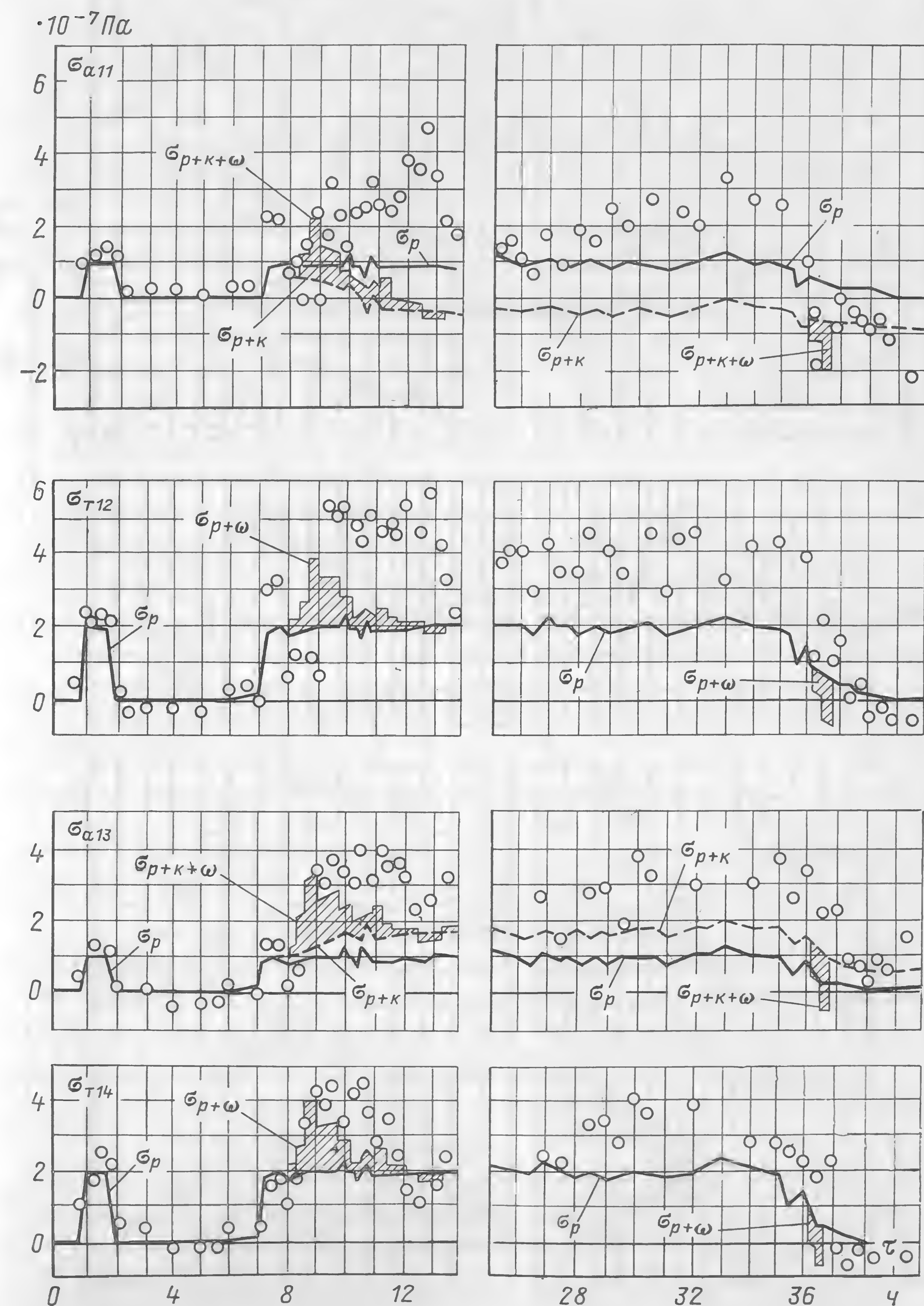


Рис. 6-21. Напряжения в главном паропроводе блока К-300-240 Новочеркасской ГРЭС при пуске из холодного состояния с предва

Обозначения те же.

эпюре изгибающих компенсационных моментов (без учета весовых нагрузок и податливости опор) наибольшее аксиальное растягивающее напряжение в сечении *0* следовало ожидать на нижней образующей трубы. Однако в этом месте тензометры отсутствовали. В то же время в начале пуска блока и прогрева паропровода здесь наблюдались довольно высокие напряжения на верхней образующей трубы как в аксиальном, так и в тангенциальном направлениях. В процессе прогрева паропровода эти напряжения уменьшились. Развитие больших напряжений на верхней образующей горизонтального участка паропровода



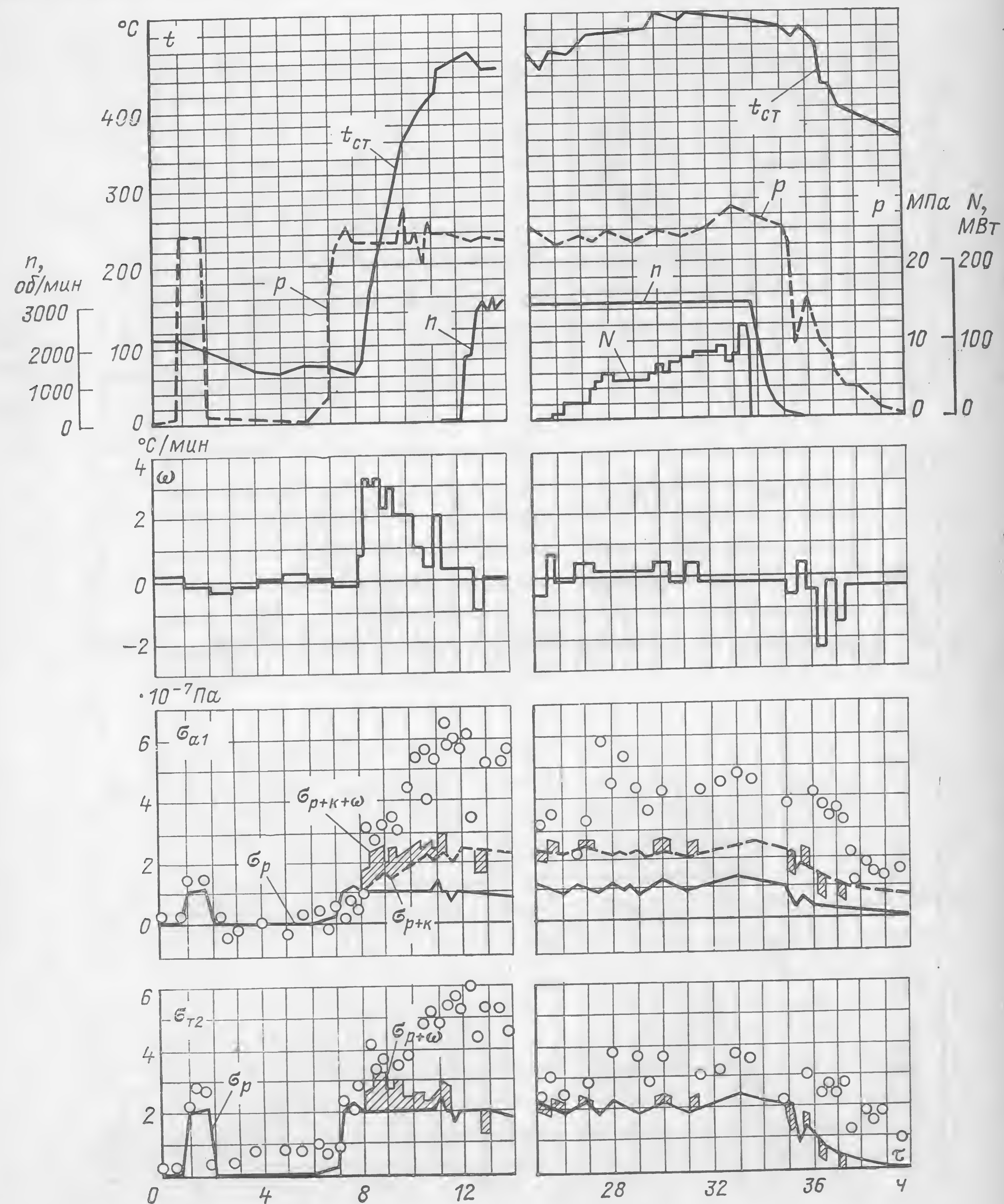
в сечении *О* на горизонтальном участке (расположение тензометров см. на рис. 6-20) рительной опрессовкой и при останове блока.

что и на рис. 6-3.

следует приписать появлению здесь в это время разности температур по окружности трубы (температура нижней образующей трубы меньше, чем верхней).

Причиной такой неравномерности температур по окружности на этом участке паропровода мог быть неправильный выбор места отвода пара из главного паропровода в растопочную РОУ не из конца паропровода перед ГПЗ турбины, а из промежуточной точки *Ц* (рис. 6-19) — до сечений *О* и *П*, где производились тензометрические измерения. Ввиду этого расход среды через исследовавшийся участок паропровода был недостаточен, происходило расслоение пароводяной эмульсии, в результате чего нижняя часть трубы была заполнена водой и прогревалась медленнее, чем верх паропровода. Это еще раз подтверждает справедливость сделанного ранее вывода о том, что отвод среды из главного паропровода на растопочную РОУ (или на ПСБУ, на БРОУ) должен осуществляться из самого конца прогреваемого паропровода перед главным парозапорным органом турбины.

При тензометрическом исследовании главного паропровода блока № 2 НЧГРЭС основное внимание было уделено узлам, подверженным



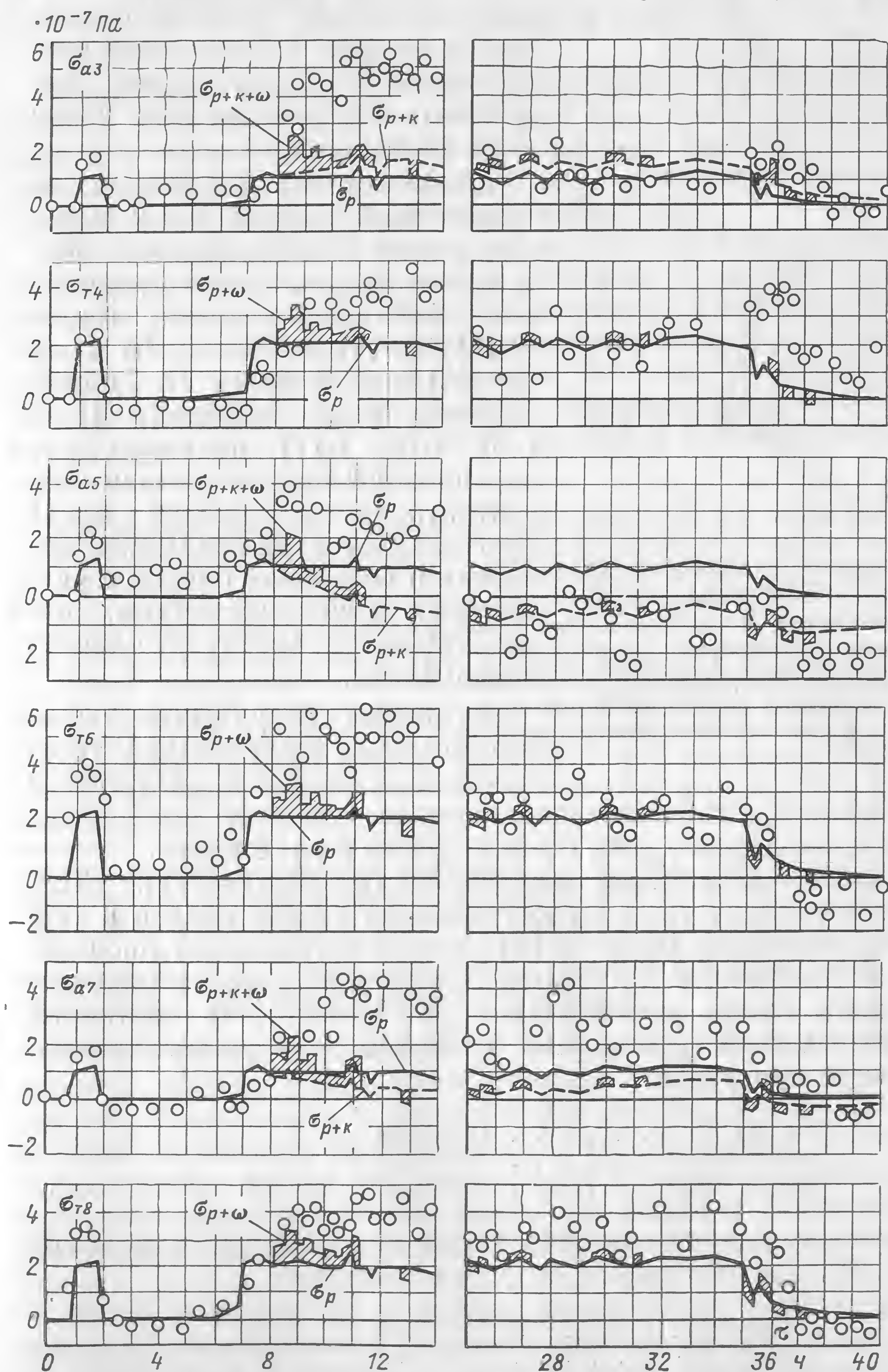


Рис. 6-22. Напряжения в главном паропроводе блока К-300-240 в сечении *П* на вертикальном участке при пуске из холодного состояния с предварительной опрессовкой и при останове блока.

Обозначения те же, что и на рис. 6-21.

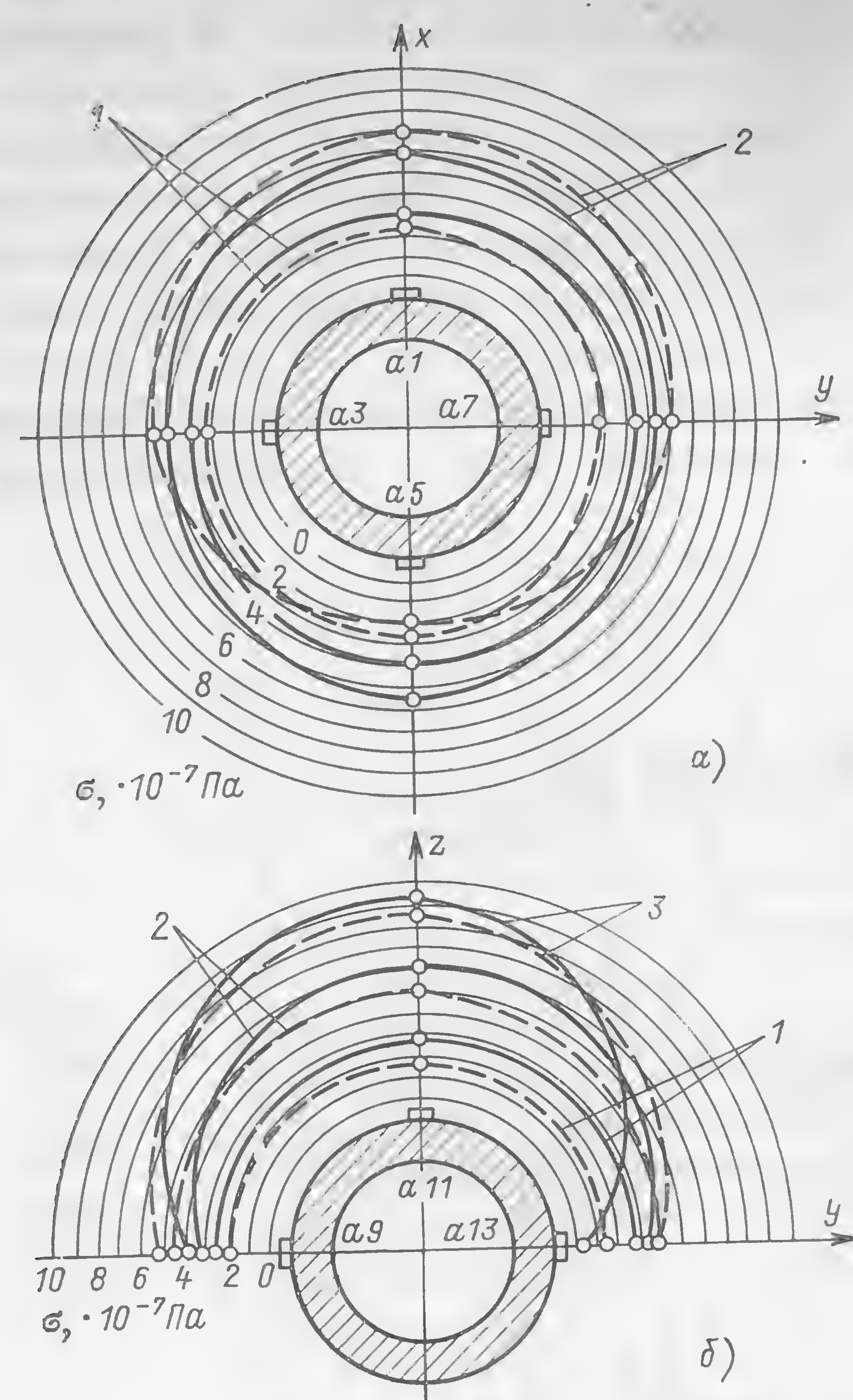


Рис. 6-23. Распределение напряжений по окружности стенки паропровода блока К-300-240 Новочеркасской ГРЭС.

а — вертикальный участок паропровода; *б* — горизонтальный участок паропровода; *1* — опрессовка паропровода; *2* — стационарный температурный режим; *3* — режим максимальных напряжений на верхней образующей трубы горизонтального участка.

резким изменениям температурного режима. Здесь исследовались напряжения в трубопроводе байпаса ГПЗ турбины, пароперепускных трубах от регулирующих клапанов к сопловой коробке части высокого давления турбины [6-15], питательном трубопроводе за подогревателями высокого давления, тройнике отвода пара к клапану газопарового теплообменника. Графические результаты тензометрии этих узлов здесь не приводятся.

Сопоставление полученных в опытах на блоках № 1 и 2 Новочеркасской ГРЭС размахов приведенных напряжений с циклической прочностью стали марок 12Х1М1Ф (для блока № 1) и 15Х1М1Ф (для блока № 2) описанными выше методами [П-1, 1-10, 1-13, 1-17] показало, что паропроводы при отсутствии концентраторов напряжений могут прогреваться и охлаждаться при пусках и остановах блоков с указанными выше скоростями, оговоренными в эксплуатационных инструкциях.

Основные результаты тензометрических исследований тройниковых соединений на главных паропроводах блоков К-300-240, выполненных на блоках № 1 и 5 Конаковской ГРЭС Калининэнерго, уже были описаны в гл. 3 книги.

В связи с задачей повышения маневренности оборудования ТЭС в настоящее время исследуется вопрос ускорения пусков котлов и турбин, прогрева паропроводов [6-16—6-18]. Рядом организаций проводились расчетные исследования допустимых скоростей прогрева паропроводов и были даны новые рекомендации [6-19—6-21]. В частности, для пароперепускных труб турбин типа К-300-240 были рекомендованы следующие скорости прогрева:

До 400°С	10°С/мин
400—500°С	6°С/мин
Свыше 500°С	3°С/мин

Для паропроводов диаметром 245×45 мм на рабочие параметры пара 24 МПа, 570°С рекомендованы скорости прогрева:

До 400°С	9°С/мин
400—500°С	7°С/мин
500—560°С	3°С/мин

По поводу этих рекомендаций необходимо сказать следующее. Приведенные в данной главе результаты экспериментальных исследований

напряжений в паропроводах различных параметров и типоразмеров подтверждают допустимость указанных выше скоростей прогрева для прямолинейных участков паропроводных труб и для гибов с овальностью в пределах норм. При наличии на паропроводах острого пара тройниковых соединений допустимые значения средних скоростей прогрева целесообразно принимать примерно вдвое меньшими указанных выше значений.

6-2. КОНТРОЛЬ ПОЛЗУЧЕСТИ ПАРОПРОВОДОВ ПРИ ПОМОЩИ УСТРОЙСТВ МЭИ

Ползучесть является одной из важнейших характеристик служебных свойств металла паропроводных труб при температуре выше 450°С. Ряд аварий с паропроводами ТЭС был связан с явлением ползучести. С повышением начальных параметров пара количество элементов парового тракта, подверженных ползучести, возрастает.

Процесс ползучести весьма сложен по своей природе. Его изучением занималось большое количество исследователей как в СССР, так и за рубежом. Некоторые наиболее известные работы приводятся в библиографии [6-22—6-25]. Процесс ползучести связан с зарождением в напряженном металле микротрещин и с их постепенным развитием. Внешним проявлением ползучести паропроводных труб под действием внутреннего давления является необратимое увеличение диаметра и уменьшение толщины стенки.

Протекание процесса ползучести характеризуется его скоростью. В зависимости от величины и характера изменения скорости ползучести процесс условно делится на три фазы. Первая относительно непродолжительная фаза характеризуется неустановившейся скоростью ползучести. Вторая фаза с наименьшей и приблизительно постоянной скоростью ползучести является наиболее продолжительной. Ей соответствует нормальный эксплуатационный период работы паропровода. Третья фаза характеризуется значительным увеличением скорости ползучести и продолжается сравнительно короткое время: происходит прогрессивное разрушение металла, заканчивающееся разрывом паропровода. Чтобы не допустить паропровод до разрыва и своевременно заметить наступление третьей фазы, на всех ТЭС ведется регулярный контроль скорости ползучести металла паропроводов, имеющих рабочую температуру 450°С и выше. Для паропроводных труб допускается скорость ползучести не выше 10^{-7} мм/(мм·ч), что соответствует деформации в 1% за 100 тыс·ч работы.

При увеличении скорости ползучести до 10^{-6} мм/(мм·ч), а также при достижении паропроводом из легированной стали деформации в 1% должно быть произведено его тщательное обследование с вырезкой образца для определения механических свойств и структуры металла. За такими участками паропроводов в процессе их дальнейшей эксплуатации должно быть организовано особенно тщательное наблюдение, а в случае необходимости производится замена трубопровода.

Для определения прироста остаточной деформации паропровода должны производиться периодические замеры его диаметра. Замеры принято производить в двух взаимно перпендикулярных направлениях, а затем определять среднеарифметический прирост. Однако существует точка зрения, что не следует усреднять прирост диаметра в различных направлениях, так как это вуалирует картину ползучести — возможна преимущественная остаточная деформация в каком-либо одном направлении.

Ввиду того что на практике имели место случаи ошибочной установки на паропроводах отрезков труб из неподходящей марки стали, что приводило к тяжелым последствиям, наблюдение за ползучестью должно производиться для всех кусков труб, из которых сварен паропровод.

Применяющийся до настоящего времени в большинстве случаев метод контроля ползучести паропроводов по приварным бобышкам с помощью приставных скоб недостаточно надежен, не обеспечивает необходимой точности и непрерывности измерений.

Этот метод требует съема с паропровода тепловой изоляции в местах, где установлены бобышки, и поэтому замеры могут производиться только от случая к случаю во время капитальных ремонтов оборудования. По окончании замеров требуется восстановление теплоизоляции паропровода.

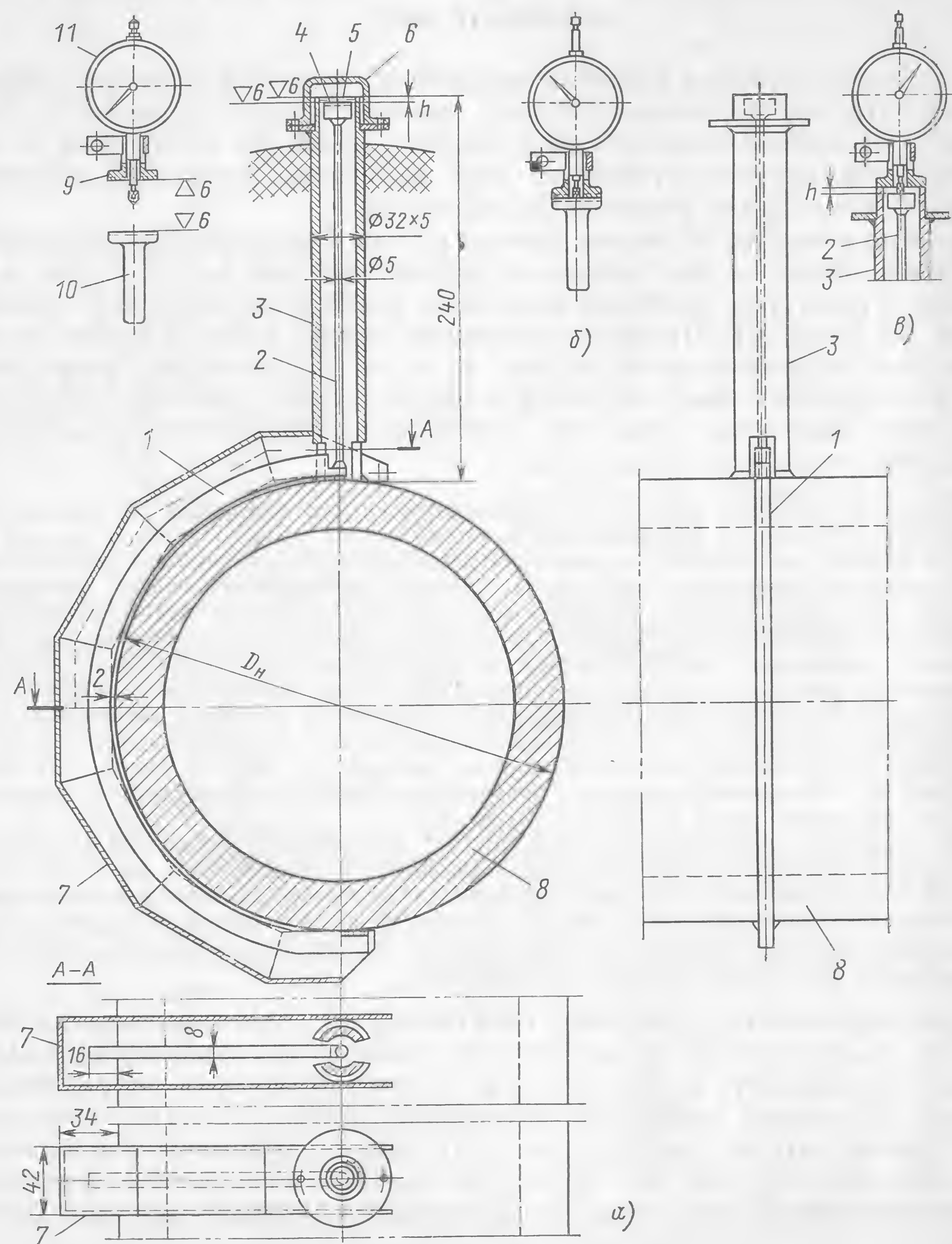


Рис. 6-24. Устройство МЭИ системы Елизарова для эксплуатационного наблюдения за ползучестью паропроводов электростанций.

а — устройство для замера ползучести; *б* — установка индикатора по контрольной плитке; *в* — измерение деформации паропровода; *1* — скоба; *2* — стержень; *3* — трубка; *4*, *5* — наконечники стержня и трубки; *6* — колпачок; *7* — кожух; *8* — паропровод; *9* — зажимная втулка; *10* — контрольная плитка; *11* — индикатор.

В МЭИ был разработан и испытан новый метод эксплуатационного наблюдения за ползучестью паропроводов, внедряющийся на электростанциях [6-26—6-29]. Он позволяет организовать систематическое и длительное наблюдение за приростом диаметра паропроводов в эксплуатационных условиях. Измерения могут производиться без съема с паропровода тепловой изоляции как на холодном, так и на горячем работающем паропроводе.

Основными элементами устройства (рис. 6-24,*а*) являются скоба *1* со стержнем *2* и трубка *3*. Скоба одним концом приваривается к стенке паропровода, а к диаметрально противоположному свободному ее концу прикреплен стержень, который через трубку выводится за пределы теплоизоляции. Конец трубки приваривается к паропроводу в точке, диаметрально противоположной приваренному концу скобы. При увеличении диаметра паропровода вследствие ползучести конец стержня перемещается вглубь трубки, так как форма и размеры скобы, не испытывающей напряжений, не изменяются с течением времени.

Замеру подлежит расстояние h между торцевыми поверхностями трубки и стержня, которое увеличивается с возрастанием диаметра паропровода в процессе его ползучести. Для измерения h используется индикатор часового типа *11*, применяющийся в качестве глубиномера: для этой цели на его ножку надевается и зажимается на ней упорная втулка *9* с тщательно обработанной торцевой поверхностью. Положение втулки на ножке индикатора устанавливается предварительно по контрольной плитке *10* так, чтобы при прижатии штифта и втулки к контрольной плите стрелка индикатора устанавливалась на каком-либо заранее заданном значении шкалы (рис. 6-24,*б*). После этого втулка с индикатором приставляется к торцевой поверхности трубки *3* так, чтобы штифт индикатора уперся в торец стержня (рис. 6-24,*в*). Стрелка индикатора при этом отклонится в новое положение. Разность первого и второго показаний индикатора (на плитке и трубке) равна расстоянию h между торцевыми поверхностями.

Для единообразной установки втулки *9* на контрольной плитке *10* и на торце трубки *3* на них делаются установочные риски. Паропровод в месте установки измерительного устройства закрывается обычной теплоизоляцией. Для производства измерений у любого числа установленных на паропроводе скоб достаточно иметь один комплект индикатора со втулкой и контрольной плиткой, поскольку они являются переносными приспособлениями.

Устройство МЭИ позволяет организовать систематическое наблюдение за приростом диаметра паропровода. В настоящее время накоплен более чем десятилетний опыт использования этого устройства на паропроводах ТЭС, подтвердивший его надежность и достаточную точность.

Первоначально рекомендовалось при использовании устройства МЭИ вводить при измерениях поправку на разность температурных удлинений паропровода и скобы [6-29]. Для выяснения характера распределения температур в деталях устройства и возможного влияния на результаты измерений эксплуатационных колебаний температуры пара в паропроводе проводилось специальное исследование [6-30]. Для этой цели на паропроводе диаметром 325×45 мм из стали 12Х1МФ на параметры 14 МПа, 565°С на горизонтальном участке были смонтированы на близком расстоянии друг от друга во взаимно перпендикулярных направлениях два устройства, оснащенных термопарами (рис. 6-25).

Данные о распределении температур в деталях устройства, полученные в результате почти 50 ч непрерывного наблюдения, представлены на рис. 6-26. Имевшие место в процессе эксплуатации колебания температуры пара в паропроводе на ±5°С приводили к колебаниям темпе-

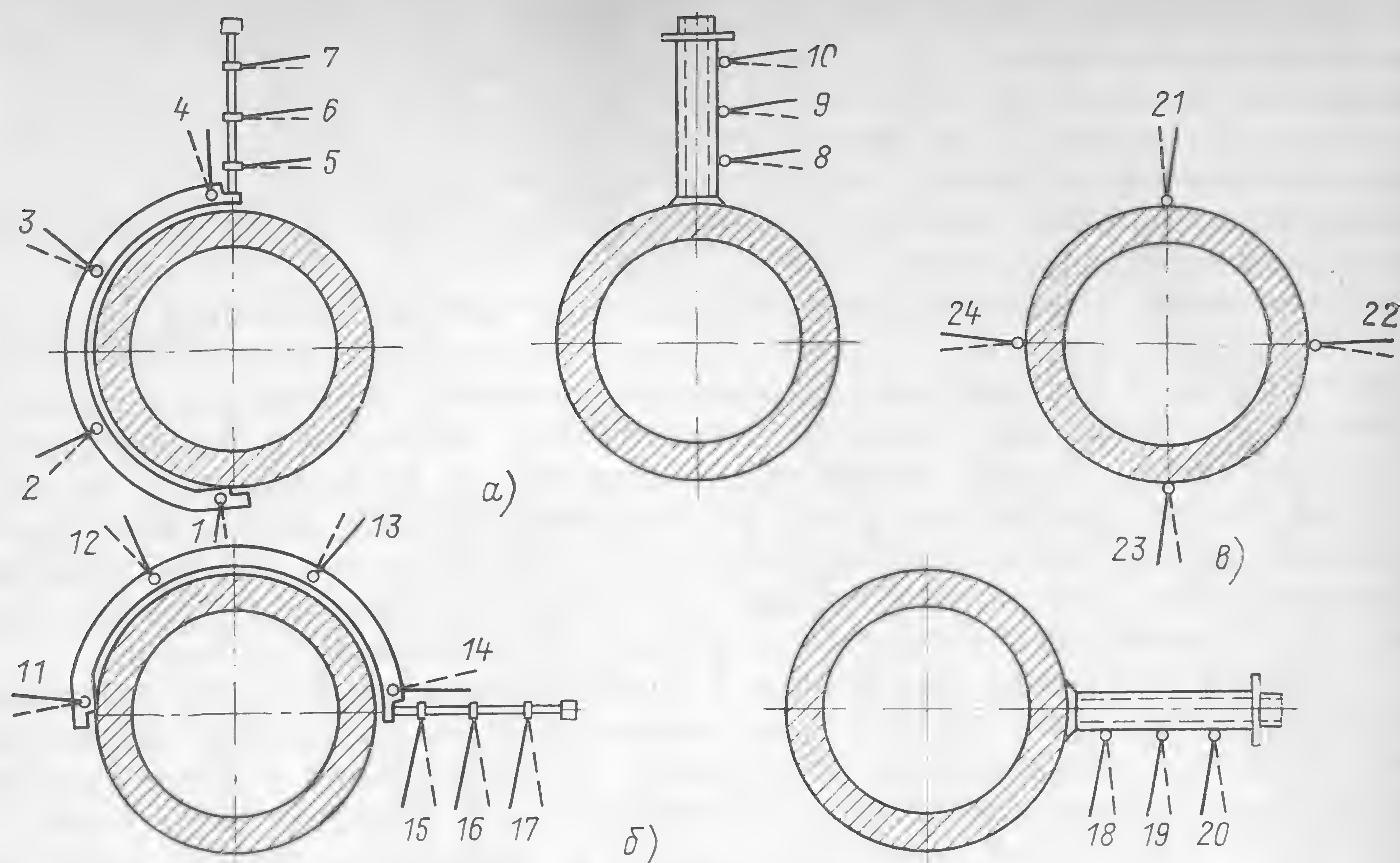


Рис. 6-25. Расположение термопар при исследовании температурных полей в деталях устройств МЭИ на ТЭЦ № 9 Мосэнерго.

а, б — вертикальное и горизонтальное устройства; *в* — расположение термопар на стенке паропровода.

ратуры скобы, стержней и трубок на ±2°С. С ростом температуры стенки паропровода температура измерительных скоб повышалась, чем взаимно компенсировались температурные удлинения этих элементов.

В отличие от скоб, имевших по окружности паропровода относительно равномерную температуру, температура стержней и трубок устройства, выходивших свободными концами за пределы тепловой изоляции паропровода, была неравномерной по длине, снижаясь на концах до 260—270°С. Однако в процессе эксплуатации это распределение температур сохранялось стабильным. На основании расчета температурной погрешности было получено, что при использовании устройств МЭИ для замеров ползучести на горячем работающем паропроводе в установившемся температурном режиме неучет поправки на разность температурных удлинений деталей (скоба и паропровод, стержень и трубка) приводит к дополнительной погрешности измерений в размере не более ±0,015 мм, что можно считать приемлемым.

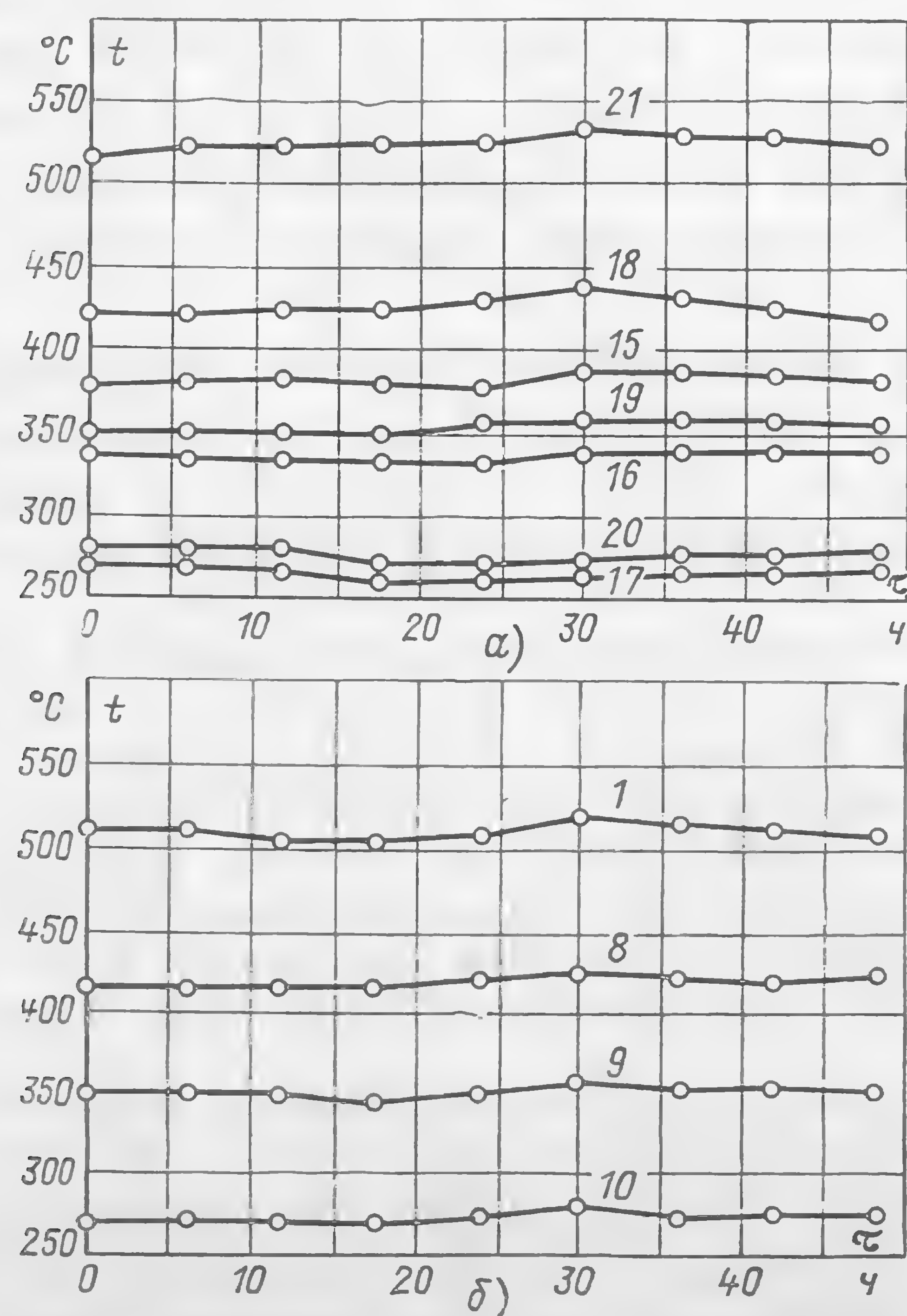


Рис. 6-26. Зависимость от времени температур деталей устройств МЭИ для наблюдения ползучести паропроводов.

а, б — горизонтальное и вертикальное устройства; цифрами у кривых обозначены номера термопар, места установки которых показаны на рис. 6-25.

Таким образом, эксплуатационные колебания температуры пара в паропроводе оказывают несущественное влияние на результаты измерений ползучести паропроводов с помощью устройств МЭИ и поправку на разность температурных удлинений деталей устройства при измерениях как на холодном, так и на горячем работающем паропроводе можно не вводить.

Необходимо дать оценку общей погрешности измерений при пользовании устройствами МЭИ. При измерениях производится по 5—7 последовательных замеров в каждой контролируемой точке паропровода, а затем подсчитывается среднеарифметическое значение. Среднеквадратичная ошибка среднеарифметического по расчету составляет ±0,0041 мм, а вероятная ошибка среднеарифметического ±0,0028 мм. Дисперсия ошибок равна $8{,}5\cdot10^{-5}$ мм^2. При доверительной вероятности $P=0{,}99$ доверительный интервал результатов измерений составляет 0,0105 мм.

Выполненное сопоставление точности замеров ползучести паропроводов с помощью бобышек и с помощью нового устройства показало, что устройство МЭИ обеспечивает на один порядок более точные измерения, чем старый способ.

Устройство МЭИ является простым и надежным в длительной эксплуатации, так как скоба, стержень и трубка, монтируемые на паропроводе, по существу, грубые детали и не боятся случайных воздействий, а тщательно обработанные торцевые поверхности трубки и стержня закрываются защитными колпачками. Благодаря отсутствию в конструкции МЭИ постоянно установленного на паропроводе измерительного органа, который может выходить из строя под воздействием высокой температуры, вибрации и коррозии, достигается высокая надежность измерений.

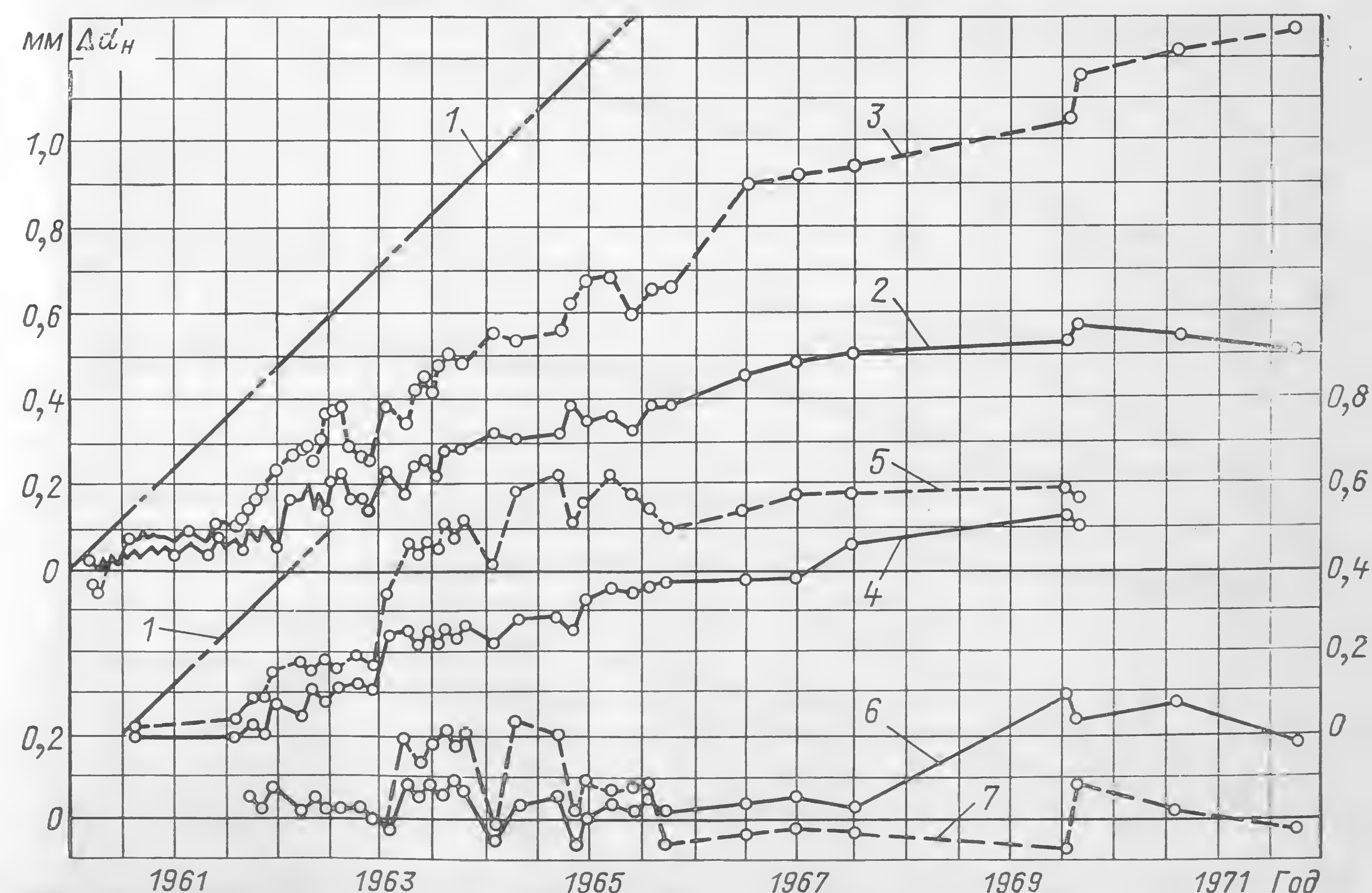


Рис. 6-27. Некоторые графики ползучести главных паропроводов ТЭЦ № 12 Мосэнерго по измерениям с помощью устройств МЭИ.

1 — норма прироста диаметра паропровода; *2, 3* — прирост диаметра паропровода в горизонтальном и вертикальном направлениях в сечении 1; *4, 5* — то же в сечении 2; *6, 7* — то же в сечении 3.

Детали устройства МЭИ для наблюдения за ползучестью при работе на паропроводе не испытывают механических напряжений и действия внешних нагрузок, чем исключается опасность деформации элементов устройства под действием ползучести в процессе длительной эксплуатации и искажение его показаний.

Устройство МЭИ особенно полезно для наблюдения ползучести на участках паропроводов, находящихся в длительной непрерывной работе, отключение которых по условиям эксплуатации возможно лишь в исключительных случаях (паросборные магистрали, коллекторы, переключательные магистрали), поскольку позволяет организовать непрерывное наблюдение за ползучестью таких участков в работающем состоянии.

Для наблюдения ползучести в каждой контрольной точке паропровода устанавливаются два устройства во взаимно перпендикулярных направлениях. При монтаже устройств МЭИ на паропроводе важно обеспечить хорошую тепловую изоляцию как самого паропровода, так и скобы и выводной трубки.

Начиная с 1960 г. получены данные о замерах ползучести паропроводов из стали 12Х1МФ на параметры 14 МПа, 570°С устройствами МЭИ на электростанциях Мосэнерго (рис. 6-27 и 6-28). Одновременно производился контроль ползучести паропроводов по бобышкам. В целом результаты измерений этими двумя способами сходятся между собой, однако число замеров по бобышкам гораздо меньше, а разброс экспериментальных точек значительно больше.

Из графиков, представленных на рис. 6-27, видно, что скорость ползучести различных точек паропроводов этого объекта, имевших сталь с нерекомендованной структурой, была весьма различной, хотя и находилась в пределах допусков.

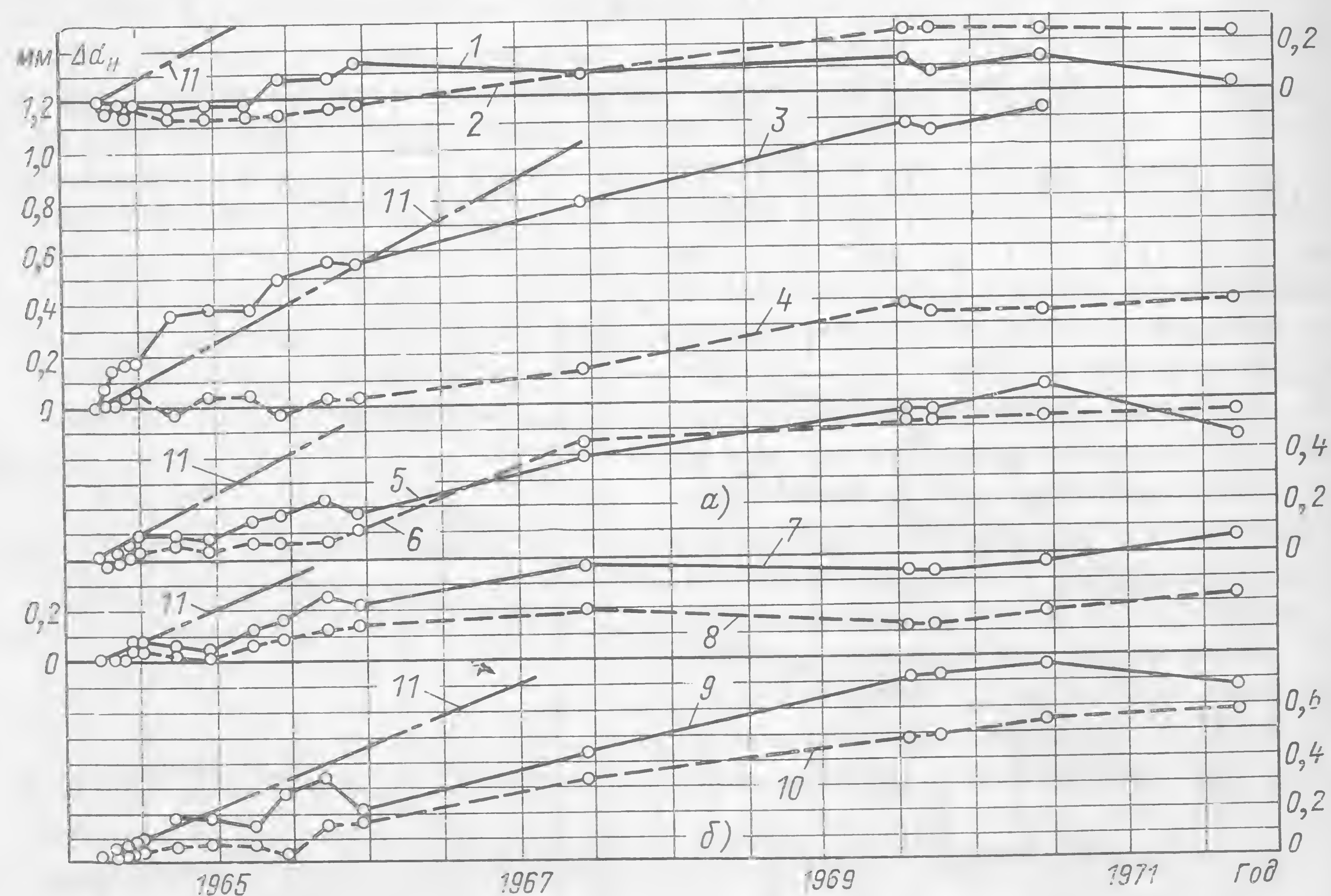


Рис. 6-28. Некоторые графики ползучести паропроводов ТЭЦ № 21 Мосэнерго на параметры пара 14 МПа, 570°С по измерениям с помощью устройств МЭИ.

Диаметры труб: *а* — 377×50 мм; *б* — 325×43 мм; *1, 2* — прирост диаметра паропровода в горизонтальном и вертикальном направлениях в сечении 1; *3, 4* — то же в сечении 2; *5, 6* — то же в сечении 3; *7, 8* — то же в сечении 4 в северо-южном и восточно-западном направлениях на вертикальном участке паропровода; *9, 10* — то же в сечении 5; *11* — норма прироста диаметра паропровода.

Наибольшая скорость ползучести была в месте установки устройства № 1, где она в среднем составила $0,68 \cdot 10^{-7}$ мм/(мм·ч). Эта скорость ползучести сохранялась почти постоянной в течение более чем 10-летнего срока наблюдения за паропроводом. В месте установки устройства № 2 средняя скорость ползучести паропровода составила $0,37 \cdot 10^{-7}$ мм/(мм·ч) и была практически постоянной в течение всего 10-летнего срока. Наряду с этим на паропроводе имелись сечения, где скорость ползучести была практически нулевой.

На паропроводах другого объекта, выполненных из стали лучшего качества, средняя скорость ползучести в различных сечениях была более равномерной, однако и здесь имелись сечения с практически нулевой скоростью ползучести (рис. 6-28).

Прирост диаметра паропроводов во взаимно перпендикулярных направлениях в отдельных сечениях не был одинаковым. Это можно объяснить наличием овальности и разностенности поперечных сечений труб.

Для широкого повсеместного внедрения на ТЭС устройства МЭИ необходимо наладить его серийное заводское изготовление. Технико-экономические расчеты показывают, что затраты на его изготовление и монтаж окупаются в течение 5 лет.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Важнейшей задачей будущего следует считать разработку аппаратуры для эксплуатационного щитового контроля напряжений в металле паропроводов в переходных режимах для наиболее опасных точек трасс. При использовании ЭВМ здесь возможна организация регулирования скоростей прогрева и расхолаживания паропроводов в пусковых и остановочных режимах.

При неправильной регулировке пружинных опор и подвесок напряжения в паропроводах от весовой нагрузки могут значительно превышать напряжения от самокомпенсации температурных удлинений. В связи с этим представляется актуальной разработка устройств для дистанционного контроля реакций опор в переходных режимах и для дистанционного контроля перемещений отдельных точек трасс по реперам.

Наиболее опасным для металла паропроводов переходным температурным режимом следует считать охлаждающий тепловой удар, поскольку в этом случае наибольшие температурные напряжения, возникающие у внутренней поверхности стенки, будут растягивающими и суммируются с напряжениями от внутреннего давления. Поэтому следует избегать поступления в прогретый паропровод среды с более низкой температурой, чем температура стенки. Разность температур стенки и среды в этом случае не должна превышать 50°С.

Температурная неравномерность по окружности возникает на горизонтальных участках паропроводов преимущественно в периоды прогрева за счет неравномерного теплообмена с греющим паром. Разность температур между верхом и низом трубы возрастает при недостаточном дренировании паропровода и в местах возможного скопления конденсата. Возникающие при этом температурные напряжения в толстостенных паропроводах могут стать значительными, ввиду чего разность температур между верхом и низом паропровода в переходном режиме не должна превышать 60°С. Для снижения этой разности температур должно быть обеспечено должное дренирование паропроводов и трассы не должны иметь участков, где возможно скопление конденсата.

При выборе проходных сечений дренажных трубопроводов следует в качестве основного критерия использовать критическую скорость срыва пленки конденсата в прогреваемом паропроводе. Этот же критерий можно рекомендовать и для выбора пропускной способности растопочных РОУ. В качестве задачи на будущее здесь следует указать на желательность исследования влияния разностей температур по окружности труб на горизонтальных участках на коробление трасс, распределение нагрузок между опорами и связанные с этим дополнительные напряжения в различных сечениях трасс.

Произведенные натурные измерения напряженного состояния гибов паропроводных и водоопускных труб подтвердили значительное влияние неравномерности их сечений на развивающиеся напряжения. Однако проверка металла гибов труб на циклическую прочность показала, что

при отсутствии зародышевых дефектов металл может выдержать расчетное число циклов нагружения. В целях повышения надежности гибов труб рекомендуется проводить их ультразвуковой контроль, а гибку паропроводных и циркуляционных труб диаметром более 108 мм в заводских условиях производить только в горячем состоянии. Желательна разработка инженерного метода расчета температурных напряжений в гибах труб в переходных режимах.

В тройниковых соединениях паропроводов в переходных режимах возникает сложное напряженное состояние с концентрацией напряжений. Задача расчета соответствующих напряжений как от внутреннего давления, так и температурных, пока не получила решения. Результаты натурной тензометрии указывают на значительные напряжения в местах сопряжения основной трубы с отводом. В целях уменьшения напряжений в тройниках и повышения их надежности можно рекомендовать применение плавных радиусных переходов и, где это возможно, избегать применения тройниковых соединений при проектировании трасс.

В целях повышения надежности фланцевых соединений паропроводов и арматуры следует повсеместно внедрять контролируемую затяжку крепежных деталей.

Для повышения надежности паропроводов ТЭС, работающих при температуре выше 450°С, для организации регулярного и качественного контроля за ползучестью металла следует шире внедрять на электростанциях устройства МЭИ. Для дальнейшего совершенствования измерений ползучести целесообразно разработать метод дистанционного контроля ползучести, достаточно стабильный в условиях длительной работы.

На основании обобщения данных экспериментальных исследований напряжений, развивающихся в переходных пусковых режимах в главных паропроводах на параметры до 24 МПа, 540—570°С с наружным диаметром до 325 мм и толщиной стенки до 62,5 мм из сталей перлитного класса различных марок, можно заключить, что рекомендуемые ВТИ и ОРГРЭС в новых типовых инструкциях скорости прогрева паропроводов могут быть приняты.

Наличие постоянной информации о скорости ползучести — важнейшем показателе надежности паропроводов при оснащении их устройствами непрерывного контроля наряду с тензометрами, дающими информацию о действующих напряжениях, позволяет поставить вопрос о сокращении объема контроля по металлу на ТЭС, отвлекающего в настоящее время значительные силы от выполнения рационализаторских мероприятий по повышению экономичности ТЭС.

Таблица П-1

Безразмерное тангенциальное напряжение теплового удара $\frac{\sigma_t(1-\nu)}{\alpha_t E\vartheta_0}$ в трубах

$\beta_0 = d_н/d_в = 1,2$; внутренняя поверхность (сжатие)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,001	0,111	0,242	0,314	0,538	0,630	0,668
0,002	0,145	0,286	0,360	0,557	0,628	0,653
0,003	0,164	0,308	0,379	0,552	0,613	0,627
0,004	0,177	0,322	0,384	0,538	0,588	0,600
0,005	0,185	0,327	0,382	0,520	0,565	0,572
0,01	0,192	0,311	0,336	0,424	0,447	0,444
0,02	0,169	0,245	0,236	0,282	0,275	0,269
0,04	0,120	0,148	0,113	0,111	0,104	0,098
0,06	0,086	0,089	0,054	0,045	0,039	0,036
0,08	0,062	0,053	0,022	0,018	0,015	0,013
0,1	0,044	0,032	0,012	0,007	0,006	0,005
0,12	0,031	0,019	0,006	0,003	0,002	0,002
0,18	0,012	0,004	0,001			
0,24	0,004	0,001				
0,3	0,002					

$\beta_0 = 1,2$; наружная поверхность (растяжение)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,001	0,013	0,035	0,025	0,088	0,115	0,119
0,002	0,030	0,065	0,067	0,140	0,170	0,175
0,003	0,047	0,090	0,104	0,180	0,213	0,215
0,004	0,060	0,111	0,129	0,206	0,236	0,238
0,005	0,070	0,124	0,145	0,218	0,249	0,248
0,01	0,089	0,142	0,156	0,207	0,224	0,219
0,02	0,082	0,116	0,114	0,135	0,140	0,135
0,04	0,059	0,070	0,054	0,055	0,053	0,049
0,06	0,042	0,042	0,026	0,022	0,020	0,018
0,08	0,030	0,025	0,013	0,006	0,008	0,007
0,1	0,022	0,015	0,006	0,004	0,003	0,002
0,12	0,015	0,010	0,003	0,002	0,001	0,001
0,18	0,006	0,002				
0,24	0,002					

$\beta_0 = 1,4$; внутренняя поверхность (сжатие)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,001	0,193	0,309	0,507	0,665	0,742	0,787
0,002	0,217	0,343	0,535	0,685	0,743	0,785
0,003	0,238	0,367	0,548	0,688	0,744	0,775
0,004	0,254	0,390	0,562	0,695	0,745	0,770
0,005	0,268	0,407	0,573	0,700	0,744	0,760
0,01	0,312	0,453	0,585	0,684	0,712	0,712
0,02	0,337	0,465	0,551	0,610	0,627	0,628
0,04	0,322	0,415	0,456	0,483	0,493	0,488
0,06	0,289	0,354	0,370	0,392	0,390	0,380
0,08	0,257	0,299	0,301	0,300	0,298	0,295
0,1	0,228	0,252	0,244	0,242	0,240	0,230
0,12	0,202	0,212	0,198	0,186	0,182	0,179
0,18	0,140	0,128	0,106	0,093	0,086	0,084
0,24	0,097	0,076	0,056	0,040	0,040	0,039
0,3	0,068	0,046	0,030	0,023	0,022	0,019
0,6	0,011	0,004	0,001			
0,9	0,002					

Продолжение табл. П-1

$\beta_0 = 1,4$; наружная поверхность (растяжение)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,004	0,040	0,066	0,085	0,120	0,136	0,143
0,005	0,046	0,074	0,096	0,133	0,150	0,158
0,01	0,077	0,121	0,154	0,190	0,208	0,218
0,02	0,118	0,171	0,207	0,238	0,254	0,260
0,04	0,134	0,177	0,199	0,218	0,228	0,226
0,06	0,124	0,153	0,165	0,171	0,174	0,177
0,08	0,111	0,130	0,134	0,135	0,136	0,138
0,1	0,099	0,110	0,109	0,108	0,108	0,107
0,12	0,087	0,093	0,088	0,086	0,085	0,084
0,18	0,061	0,056	0,047	0,044	0,042	0,039
0,24	0,042	0,033	0,025	0,023	0,021	0,019
0,3	0,029	0,020	0,014	0,010	0,008	0,009
0,6	0,005	0,002	0,001			
0,9	0,001					

$\beta_0 = 1,6$; внутренняя поверхность (сжатие)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,001	0,208	0,410	0,552	0,743	0,769	0,820
0,002	0,222	0,427	0,565	0,745	0,766	0,815
0,003	0,236	0,442	0,573	0,748	0,765	0,812
0,004	0,251	0,455	0,582	0,749	0,762	0,805
0,005	0,262	0,465	0,588	0,750	0,759	0,801
0,01	0,308	0,503	0,608	0,743	0,742	0,780
0,02	0,355	0,535	0,612	0,716	0,705	0,732
0,04	0,384	0,537	0,573	0,648	0,631	0,655
0,06	0,380	0,501	0,527	0,586	0,566	0,585
0,08	0,365	0,467	0,481	0,528	0,512	0,523
0,1	0,347	0,432	0,438	0,476	0,457	0,470
0,12	0,328	0,400	0,400	0,429	0,411	0,423
0,18	0,274	0,314	0,301	0,315	0,300	0,307
0,24	0,227	0,247	0,226	0,232	0,219	0,222
0,3	0,188	0,210	0,170	0,170	0,159	0,160
0,6	0,074	0,058	0,041	0,036	0,032	0,032
0,9	0,029	0,017	0,010	0,008	0,007	0,006

$\beta_0 = 1,6$; наружная поверхность (растяжение)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,01	0,035	0,074	0,137	0,129	0,140	0,141
0,02	0,073	0,119	0,185	0,182	0,195	0,197
0,04	0,124	0,177	0,236	0,234	0,244	0,248
0,06	0,143	0,188	0,242	0,236	0,242	0,239
0,08	0,147	0,185	0,229	0,221	0,225	0,227
0,1	0,143	0,175	0,211	0,202	0,206	0,208
0,12	0,137	0,164	0,194	0,183	0,185	0,186
0,18	0,115	0,129	0,146	0,134	0,136	0,136
0,24	0,096	0,101	0,111	0,099	0,098	0,098
0,3	0,080	0,086	0,083	0,072	0,071	0,071
0,6	0,031	0,024	0,020	0,016	0,015	0,014
0,9	0,012	0,007	0,005	0,004	0,003	0,003

$\beta_0 = 1,8$; внутренняя поверхность (сжатие)

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,001	0,287	0,445	0,658	0,806	0,858	0,867
0,002	0,308	0,458	0,663	0,810	0,858	0,866
0,003	0,316	0,465	0,668	0,815	0,858	0,862
0,004	0,325	0,473	0,670	0,816	0,855	0,858
0,005	0,333	0,480	0,673	0,816	0,852	0,855
0,01	0,366	0,510	0,688	0,812	0,845	0,843
0,02	0,411	0,543	0,696	0,800	0,819	0,813
0,04	0,448	0,562	0,681	0,755	0,766	0,760

Fo	Bi 5	10	20	40	60	80
0,06	0,458	0,556	0,652	0,702	0,716	0,712
0,08	0,457	0,538	0,622	0,665	0,670	0,670
0,1	0,449	0,518	0,593	0,626	0,628	0,632
0,12	0,438	0,499	0,562	0,590	0,593	0,595
0,18	0,398	0,441	0,482	0,495	0,497	0,498
0,24	0,354	0,383	0,412	0,422	0,420	0,418
0,3	0,320	0,331	0,352	0,354	0,352	0,352
0,6	0,184	0,166	0,16	0,156	0,152	0,147
0,9	0,094	0,084	0,073	0,068	0,064	0,062
$\beta_0 = 1,8$; наружная поверхность (растяжение)						
0,02	0,059	0,087	0,104	0,120	0,134	0,141
0,04	0,098	0,138	0,161	0,177	0,189	0,197
0,06	0,126	0,171	0,194	0,206	0,216	0,222
0,08	0,143	0,187	0,209	0,222	0,231	0,236
0,1	0,151	0,193	0,212	0,221	0,229	0,234
0,12	0,154	0,194	0,208	0,217	0,223	0,227
0,18	0,148	0,177	0,186	0,189	0,192	0,196
0,24	0,134	0,156	0,160	0,162	0,164	0,166
0,3	0,122	0,136	0,137	0,138	0,139	0,139
0,6	0,070	0,068	0,062	0,061	0,059	0,058
0,9	0,038	0,034	0,028	0,027	0,025	0,024
$\beta_0 = 2$; внутренняя поверхность (сжатие)						
0,001	0,347	0,518	0,700	0,823	0,853	0,890
0,002	0,355	0,520	0,702	0,823	0,853	0,887
0,003	0,362	0,525	0,705	0,823	0,853	0,887
0,004	0,368	0,531	0,706	0,822	0,849	0,886
0,005	0,373	0,535	0,707	0,821	0,847	0,882
0,01	0,400	0,555	0,717	0,816	0,838	0,870
0,02	0,438	0,583	0,720	0,808	0,825	0,848
0,04	0,482	0,603	0,717	0,780	0,788	0,810
0,06	0,497	0,608	0,703	0,755	0,757	0,778
0,08	0,507	0,603	0,685	0,728	0,728	0,748
0,1	0,508	0,590	0,664	0,702	0,703	0,720
0,12	0,503	0,578	0,641	0,680	0,675	0,691
0,18	0,482	0,535	0,584	0,610	0,607	0,626
0,24	0,453	0,493	0,531	0,548	0,545	0,556
0,3	0,422	0,451	0,482	0,494	0,491	0,498
0,6	0,294	0,290	0,293	0,293	0,288	0,293
0,9	0,204	0,186	0,180	0,173	0,169	0,172
$\beta_0 = 2$; наружная поверхность (растяжение)						
0,04	0,080	0,114	0,130	0,146	0,151	0,152
0,06	0,108	0,145	0,163	0,180	0,186	0,188
0,08	0,125	0,166	0,187	0,203	0,208	0,210
0,1	0,141	0,182	0,201	0,216	0,221	0,224
0,12	0,150	0,191	0,209	0,224	0,227	0,229
0,18	0,162	0,196	0,210	0,219	0,223	0,224
0,24	0,159	0,187	0,196	0,203	0,206	0,208
0,3	0,150	0,174	0,180	0,185	0,187	0,187
0,6	0,106	0,112	0,111	0,11	0,111	0,110
0,9	0,074	0,072	0,068	0,065	0,065	0,065

Таблица П-2

Безразмерные аксиальное и тангенциальное напряжения $\frac{\sigma(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}$ от температурной неравномерности по окружности трубы при граничном условии третьего рода по данным приближенного расчета на ЭЦВМ БЭСМ-4

β	φ	Fo 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
		$\beta_0 = 1,2$ Bi = 5							
1	0	—0,054	—0,148	—0,213	—0,224	—0,095	—0,034	—0,005	0
	π/4	—0,046	—0,126	—0,182	—0,197	—0,093	—0,034	—0,005	0
	π/2	—0,025	—0,062	—0,074	—0,089	—0,071	—0,027	—0,004	0
	3/4π	—0,003	0,020	0,110	0,151	0,074	0,026	0,004	0
	π	0,007	0,061	0,225	0,330	0,260	0,068	0,014	0
1,2	0	0,007	0,005	—0,126	—0,184	—0,095	—0,034	—0,005	0
	π/4	0,007	0,012	—0,097	—0,155	—0,093	—0,034	—0,005	0
	π/2	0,007	0,029	—0,001	—0,045	—0,067	—0,026	—0,004	0
	3/4π	0,007	0,051	0,140	0,177	0,082	0,029	0,004	0
	π	0,007	0,062	0,225	0,331	0,261	0,098	0,014	0
		$\beta_0 = 1,4$ Bi = 5							
1	0	—0,026	—0,087	—0,154	—0,181	—0,207	—0,149	—0,065	—0,006
	π/4	—0,022	—0,074	—0,131	—0,152	—0,180	—0,133	—0,059	—0,005
	π/2	—0,013	—0,041	—0,064	—0,066	—0,071	—0,058	—0,027	—0,002
	3/4π	—0,003	—0,002	0,023	0,055	0,141	0,115	0,052	0,004
	π	0,002	0,016	0,068	0,121	0,282	0,239	0,111	0,010
1,4	0	0,002	0,014	—0,004	—0,051	—0,176	—0,141	—0,064	—0,005
	π/4	0,002	0,014	0,004	—0,033	—0,145	—0,122	—0,056	—0,005
	π/2	0,002	0,015	0,027	0,019	—0,033	—0,041	—0,021	—0,002
	3/4π	0,002	0,016	0,056	0,088	0,164	0,130	0,058	0,005
	π	0,002	0,016	0,069	0,123	0,285	0,253	0,113	0,010
		$\beta_0 = 1,6$ Bi = 5							
1	0	—0,017	—0,057	—0,121	—0,147	—0,200	—0,196	—0,140	—0,035
	π/4	—0,015	—0,049	—0,103	—0,125	—0,167	—0,164	—0,118	—0,031
	π/2	—0,008	—0,027	—0,055	—0,063	—0,062	—0,056	—0,039	—0,010
	3/4π	—0,002	—0,004	0,003	0,016	0,094	0,118	0,096	0,025
	π	0,001	0,007	0,030	0,055	0,179	0,219	0,177	0,047
1,6	0	0,001	0,007	0,016	0,002	—0,115	—0,153	—0,125	—0,033
	π/4	0,001	0,007	0,018	0,008	—0,085	—0,119	—0,111	—0,027
	π/2	0,001	0,007	0,023	0,003	0,003	—0,012	—0,017	—0,005
	3/4π	0,001	0,007	0,029	0,048	0,123	0,142	0,111	0,029
	π	0,001	0,007	0,031	0,058	0,185	0,225	0,182	0,048
		$\beta_0 = 1,8$ Bi = 5							
1	0	—0,012	—0,042	—0,095	—0,123	—0,175	—0,189	—0,172	—0,079
	π/4	—0,011	—0,036	—0,081	—0,105	—0,146	—0,156	—0,141	—0,065
	π/2	—0,006	—0,020	—0,045	—0,051	—0,061	—0,056	—0,044	—0,019
	3/4π	—0,002	—0,004	—0,003	0,002	0,052	0,085	0,096	0,050
	π	0	0,004	0,016	0,030	0,110	0,159	0,172	0,087
1,8	0	0	0,004	0,014	0,014	—0,058	—0,109	—0,130	—0,068
	π/4	0	0,004	0,014	0,017	—0,038	—0,079	—0,098	—0,052
	π/2	0	0,004	0,015	0,023	0,017	0,006	—0,003	—0,004
	3/4π	0	0,004	0,017	0,029	0,084	0,114	0,119	0,059
	π	0	0,004	0,017	0,032	0,117	0,167	0,180	0,091

β	φ	Fo 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
		$\beta_0 = 2$ Bi = 5							
1	0	−0,009	−0,034	−0,076	−0,103	−0,156	−0,172	−0,174	−0,114
	π/4	−0,008	−0,029	−0,065	−0,089	−0,131	−0,143	−0,142	−0,092
	π/2	−0,005	−0,016	−0,037	−0,049	−0,061	−0,057	−0,048	−0,027
	3/4π	−0,001	−0,003	−0,005	−0,003	0,027	0,055	0,077	0,061
	π	0	0,002	0,010	0,018	0,070	0,110	0,141	0,106
2	0	0	0,002	0,010	0,014	−0,024	−0,068	−0,105	−0,086
	π/4	0	0,002	0,010	0,015	−0,012	−0,046	−0,076	−0,063
	π/2	0	0,002	0,010	0,017	0,021	0,015	0,006	0
	3/4π	0	0,002	0,010	0,019	0,061	0,087	0,106	0,106
	π	0	0,002	0,011	0,020	0,078	0,121	0,152	0,114
		$\beta_0 = 1,2$ Bi = 10							
1	0	−0,096	−0,217	−0,232	−0,198	−0,052	−0,013	−0,001	0
	π/4	−0,083	−0,191	−0,210	−0,185	−0,052	−0,013	−0,001	0
	π/2	−0,048	−0,108	−0,115	−0,119	−0,047	−0,012	−0,001	0
	3/4π	−0,006	0,023	0,116	0,126	0,027	0,006	0	0
	π	0,013	0,101	0,313	0,404	0,185	0,046	0,003	0
1,2	0	0,013	0,011	−0,143	−0,171	−0,052	−0,013	−0,001	0
	π/4	0,013	0,019	−0,119	−0,155	−0,052	−0,013	−0,001	0
	π/2	0,013	0,045	−0,028	−0,078	−0,046	−0,011	−0,001	0
	3/4π	0,013	0,081	0,166	0,164	0,035	0,008	0,001	0
	π	0,013	0,101	0,314	0,405	0,186	0,046	0,003	0
		$\beta_0 = 1,4$ Bi = 10							
1	0	−0,049	−0,146	−0,222	−0,234	−0,173	−0,094	−0,028	−0,001
	π/4	−0,042	−0,127	−0,196	−0,206	−0,160	−0,089	−0,027	−0,001
	π/2	−0,025	−0,075	−0,110	−0,110	−0,091	−0,056	−0,018	−0,001
	3/4π	−0,005	−0,007	0,027	0,067	0,119	0,072	0,022	0,001
	π	0,003	0,028	0,109	0,183	0,308	0,197	0,061	0
1,4	0	0,003	0,025	−0,003	−0,067	−0,155	−0,092	−0,028	−0,001
	π/4	0,003	0,025	−0,008	−0,027	−0,138	−0,086	−0,026	−0,001
	π/2	0,003	0,027	0,040	0,019	−0,056	−0,044	−0,014	0
	3/4π	0,003	0,028	0,087	0,125	0,151	0,088	0,027	0,001
	π	0,003	0,029	0,112	0,187	0,303	0,200	0,062	0
		$\beta_0 = 1,6$ Bi = 10							
1	0	−0,033	−0,101	−0,189	−0,216	−0,222	−0,176	−0,093	−0,013
	π/4	−0,029	−0,088	−0,167	−0,190	−0,196	−0,156	−0,084	−0,011
	π/2	−0,017	−0,052	−0,098	−0,109	−0,094	−0,074	−0,040	−0,005
	3/4π	−0,004	−0,008	−0,001	0,017	0,105	0,110	0,065	0,009
	π	0,001	0,012	0,051	0,089	0,239	0,242	0,144	0,020
1,6	0	0,001	0,013	0,027	0,005	−0,134	−0,145	−0,087	−0,012
	π/4	0,001	0,013	0,030	0,014	−0,106	−0,121	−0,074	−0,010
	π/2	0,001	0,013	0,038	0,040	−0,010	−0,029	−0,022	−0,003
	3/4π	0,001	0,013	0,048	0,076	0,152	0,143	0,082	0,011
	π	0,001	0,013	0,053	0,094	0,249	0,251	0,149	0,021

β	φ	Fo 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
		$\beta_0 = 1,8$ Bi = 10							
1	0	−0,024	−0,077	−0,157	−0,193	−0,225	−0,211	−0,152	−0,043
	π/4	−0,021	−0,066	−0,138	−0,170	−0,196	−0,182	−0,132	−0,038
	π/2	−0,012	−0,039	−0,082	−0,101	−0,099	−0,083	−0,055	−0,015
	3/4π	−0,003	−0,008	−0,009	−0,002	0,063	0,095	0,088	0,028
	π	0,001	0,007	0,028	0,050	0,161	0,205	0,179	0,055
1,8	0	0,001	0,007	0,025	0,025	−0,076	−0,128	−0,122	−0,039
	π/4	0,001	0,007	0,025	0,028	−0,054	−0,068	−0,097	−0,031
	π/2	0,001	0,007	0,027	0,038	0,017	−0,003	−0,013	−0,005
	3/4π	0,001	0,007	0,029	0,049	0,119	0,140	0,118	0,036
	π	0,001	0,007	0,030	0,055	0,174	0,219	0,191	0,059
		$\beta_0 = 2$ Bi = 10							
1	0	−0,018	−0,062	−0,131	−0,169	−0,218	−0,217	−0,185	−0,083
	π/4	−0,016	−0,054	−0,114	−0,149	−0,191	−0,187	−0,159	−0,071
	π/2	−0,009	−0,032	−0,068	−0,089	−0,102	−0,089	−0,067	−0,027
	3/4π	−0,002	−0,007	−0,011	−0,009	0,032	0,066	0,083	0,046
	π	0	0,004	0,017	0,031	0,107	0,155	0,170	0,088
2	0	0	0,004	0,018	0,025	−0,033	−0,088	−0,118	−0,067
	π/4	0	0,004	0,018	0,027	−0,017	−0,063	−0,089	−0,051
	π/2	0	0,004	0,018	0,030	0,029	0,140	0,000	−0,004
	3/4π	0	0,004	0,019	0,034	0,091	0,119	0,124	0,063
	π	0	0,004	0,019	0,035	0,122	0,173	0,188	0,097
		$\beta_0 = 1,2$ Bi = 20							
1	0	−0,155	−0,273	−0,213	−0,150	−0,025	−0,004	0	0
	π/4	−0,138	−0,251	−0,201	−0,146	−0,025	−0,004	0	0
	π/2	−0,086	−0,168	−0,142	−0,119	−0,024	−0,004	0	0
	3/4π	−0,015	0,009	0,081	0,063	0,003	0	0	0
	π	0,023	0,148	0,386	0,435	0,111	0,016	0	0
1,2	0	0,023	0,021	−0,133	−0,135	−0,025	−0,004	0	0
	π/4	0,023	0,030	−0,118	−0,129	−0,025	−0,004	0	0
	π/2	0,023	0,061	−0,052	−0,091	−0,024	−0,004	0	0
	3/4π	0,023	0,113	0,155	0,108	0,009	0,001	0	0
	π	0,023	0,150	0,388	0,437	0,112	0,016	0	0
		$\beta_0 = 1,4$ Bi = 20							
1	0	−0,088	−0,218	−0,273	−0,256	−0,121	−0,050	−0,010	0
	π/4	−0,077	−0,197	−0,251	−0,236	−0,117	−0,050	−0,010	0
	π/2	−0,046	−0,128	−0,168	−0,155	−0,087	−0,039	−0,008	0
	3/4π	−0,011	−0,019	0,014	0,054	0,071	0,031	0,006	0
	π	0,006	0,046	0,157	0,246	0,284	0,134	0,026	0
1,4	0	0,006	0,041	0,003	−0,070	−0,113	−0,050	−0,010	0
	π/4	0,006	0,041	0,013	−0,053	−0,106	−0,048	−0,009	0
	π/2	0,006	0,043	0,051	0,012	−0,063	−0,033	−0,006	0
	3/4π	0,006	0,046	0,118	0,148	0,109	0,046	0,009	0
	π	0,006	0,047	0,163	0,253	0,292	0,137	0,027	0

β	φ	Fo: 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	
		$\beta_0 = 1,6$ Bi = 20							
1	0	−0,062	−0,163	−0,261	−0,274	−0,204	−0,128	−0,049	−0,003
	π/4	−0,053	−0,145	−0,238	−0,251	−0,189	−0,120	−0,047	−0,003
	π/2	−0,032	−0,092	−0,159	−0,167	−0,118	−0,076	−0,030	−0,002
	3/4π	−0,008	−0,018	−0,016	0,004	0,086	0,075	0,032	0,002
	π	0,003	0,021	0,078	0,129	0,273	0,222	0,094	0,006
1,6	0	0,003	0,022	0,043	0,012	−0,128	−0,112	−0,048	−0,003
	π/4	0,003	0,022	0,047	0,022	−0,108	−0,099	−0,043	−0,003
	π/2	0,003	0,022	0,058	0,053	−0,027	−0,039	−0,019	−0,001
	3/4π	0,003	0,022	0,074	0,106	0,154	0,115	0,047	0,003
	π	0,003	0,022	0,083	0,139	0,288	0,233	0,099	0,007
		$\beta_0 = 1,8$ Bi = 20							
1	0	−0,046	−0,129	−0,232	−0,265	−0,244	−0,191	−0,107	−0,018
	π/4	−0,040	−0,114	−0,210	−0,240	−0,223	−0,174	−0,098	−0,016
	π/2	−0,024	−0,071	−0,138	−0,161	−0,137	−0,101	−0,055	−0,009
	3/4π	−0,006	−0,016	−0,023	−0,018	0,055	0,079	0,059	0,011
	π	0,001	0,012	0,045	0,076	0,203	0,223	0,152	0,027
1,8	0	0,001	0,012	0,040	0,039	−0,082	−0,121	−0,091	−0,016
	π/4	0,001	0,012	0,041	0,043	−0,062	−0,099	−0,076	−0,014
	π/2	0,001	0,012	0,044	0,056	0,111	−0,015	−0,018	−0,004
	3/4π	0,001	0,012	0,047	0,075	0,142	0,142	0,093	0,016
	π	0,001	0,012	0,049	0,085	0,225	0,244	0,165	0,029
		$\beta_0 = 2$ Bi = 20							
1	0	−0,035	−0,107	−0,202	−0,245	−0,260	−0,227	−0,159	−0,047
	π/4	−0,030	−0,095	−0,182	−0,222	−0,237	−0,205	−0,143	−0,042
	π/2	−0,018	−0,059	−0,118	−0,147	−0,150	−0,120	−0,077	−0,021
	3/4π	−0,005	−0,014	−0,024	−0,025	0,023	0,058	0,067	0,024
	π	0,001	0,007	0,029	0,049	0,142	0,186	0,170	0,057
2	0	0,001	0,008	0,030	0,041	−0,036	−0,094	−0,107	−0,039
	π/4	0,001	0,008	0,030	0,042	−0,020	−0,071	−0,085	−0,031
	π/2	0,001	0,008	0,031	0,047	0,033	0,008	−0,008	−0,005
	3/4π	0,001	0,008	0,032	0,053	0,119	0,014	0,119	0,039
	π	0,001	0,008	0,032	0,057	0,169	0,213	0,192	0,064
		$\beta_0 = 1,2$ Bi = 40							
1	0	−0,221	−0,301	−0,175	−0,106	−0,010	−0,001	0	0
	π/4	−0,203	−0,286	−0,170	−0,105	−0,010	−0,001	0	0
	π/2	−0,142	−0,223	−0,142	−0,096	−0,010	−0,001	0	0
	3/4π	−0,034	−0,033	0,019	0,002	−0,003	0	0	0
	π	0,037	0,196	0,429	0,421	0,054	0,004	0	0
1,2	0	0,036	0,037	−0,108	−0,097	−0,010	−0,001	0	0
	π/4	0,036	0,044	−0,100	0,095	−0,010	−0,001	0	0
	π/2	0,037	0,071	−0,062	−0,080	−0,010	−0,001	0	0
	3/4π	0,037	0,136	0,110	0,045	0	0	0	0
	π	0,037	0,198	0,433	0,043	−0,054	−0,004	0	0

β	φ	Fo: 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
		$\beta_0 = 1,4$ Bi = 40							
1	0	−0,143	−0,284	−0,295	−0,247	−0,076	−0,023	−0,003	0
	π/4	−0,128	−0,265	−0,281	−0,236	−0,075	−0,024	−0,003	0
	π/2	−0,083	−0,196	−0,219	−0,184	−0,065	−0,021	−0,002	0
	3/4π	−0,022	−0,048	−0,027	0,010	0,027	0,008	0,001	0
	π	0,011	0,068	0,201	0,291	0,227	0,076	0,008	0
1,4	0	0,011	0,061	0,016	−0,058	−0,073	−0,023	−0,003	0
	π/4	0,011	0,061	0,024	−0,047	−0,070	−0,023	−0,003	0
	π/2	0,011	0,063	0,057	0,003	−0,052	−0,018	−0,002	0
	3/4π	0,011	0,067	0,137	0,148	0,063	0,019	0,002	0
	π	0,011	0,069	0,211	0,304	0,236	0,076	0,008	0
		$\beta_0 = 1,6$ Bi = 40							
1	0	−0,107	−0,232	−0,314	−0,303	−0,165	−0,082	−0,222	−0,001
	π/4	−0,095	−0,213	−0,296	−0,288	−0,158	−0,080	−0,216	−0,001
	π/2	−0,060	−0,151	−0,227	−0,223	−0,120	−0,061	−0,166	0
	3/4π	−0,016	−0,039	−0,053	−0,035	0,046	0,036	0,109	0
	π	0,005	0,034	0,106	0,164	0,269	0,173	0,051	0,001
1,6	0	0,005	0,034	0,062	0,025	−0,103	−0,073	−0,217	−0,001
	π/4	0,005	0,034	0,066	0,033	−0,092	−0,068	−0,202	−0,001
	π/2	0,005	0,034	0,077	0,062	−0,037	−0,035	−0,110	0
	3/4π	0,005	0,035	0,100	0,129	0,131	0,077	0,022	0,001
	π	0,005	0,035	0,106	0,182	0,291	0,186	0,054	0,001
		$\beta_0 = 1,8$ Bi = 40							
1	0	−0,083	−0,194	−0,297	−0,315	−0,232	−0,151	−0,065	−0,006
	π/4	−0,073	−0,177	−0,279	−0,298	−0,220	−0,143	−0,062	−0,005
	π/2	−0,045	−0,121	−0,208	−0,228	−0,162	−0,102	−0,042	−0,004
	3/4π	−0,012	−0,033	−0,056	−0,055	0,023	0,045	0,029	0,003
	π	0,003	0,020	0,064	0,100	0,221	0,207	0,108	0,001
1,8	0	0,003	0,020	0,059	0,057	−0,071	−0,096	−0,056	−0,005
	π/4	0,003	0,020	0,060	0,061	−0,057	−0,082	−0,049	−0,005
	π/2	0,003	0,020	0,063	0,074	0,004	−0,023	−0,017	−0,002
	3/4π	0,003	0,020	0,069	0,100	0,144	0,122	0,061	0,006
	π	0,003	0,020	0,072	0,118	0,255	0,234	0,121	0,011
		$\beta_0 = 2$ Bi = 40							
1	0	−0,065	−0,168	−0,272	−0,307	−0,272	−0,207	−0,118	−0,021
	π/4	−0,057	−0,152	−0,253	−0,289	−0,257	−0,194	−0,110	−0,020
	π/2	−0,034	−0,102	−0,185	−0,218	−0,191	−0,137	−0,073	−0,013
	3/4π	−0,009	−0,028	−0,052	−0,060	−0,008	0,030	0,037	0,009
	π	0,002	0,013	0,042	0,066	0,162	0,189	0,143	0,030
2	0	0,002	0,013	0,045	0,059	−0,028	−0,081	−0,080	−0,018
	π/4	0,002	0,013	0,046	0,061	−0,015	−0,064	−0,066	−0,015
	π/2	0,002	0,013	0,046	0,066	0,034	0,001	−0,012	−0,004
	3/4π	0,002	0,013	0,048	0,076	0,134	0,136	0,096	0,020
	π	0,002	0,013	0,049	0,082	0,205	0,228	0,169	0,035

β	φ	Fo 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
		$\beta_0 = 1,2$ Bi = 60							
1	0	−0,256	−0,305	−0,153	−0,085	−0,005	0	0	0
	π/4	−0,240	−0,294	−0,150	−0,084	−0,005	0	0	0
	π/2	−0,179	−0,246	−0,133	−0,080	−0,005	0	0	0
	3/4π	−0,053	−0,070	−0,015	−0,020	−0,002	0	0	0
	π	0,046	0,220	0,438	0,396	0,031	0,001	0	0
1,2	0	0,045	0,048	−0,091	−0,078	−0,005	0	0	0
	π/4	0,045	0,054	−0,085	−0,076	−0,005	0	0	0
	π/2	0,045	0,077	−0,060	−0,068	−0,005	0	0	0
	3/4π	0,046	0,143	0,079	0,018	−0,001	0	0	0
	π	0,046	0,224	0,444	0,401	0,032	0,001	0	0
		$\beta_0 = 1,4$ Bi = 60							
1	0	−0,179	−0,313	−0,296	−0,234	−0,056	−0,014	−0,001	0
	π/4	−0,163	−0,297	−0,286	−0,226	−0,056	−0,014	−0,001	0
	π/2	−0,112	−0,236	−0,239	−0,190	−0,051	−0,013	−0,001	0
	3/4π	−0,033	−0,076	−0,063	−0,023	0,009	0,002	0	0
	π	0,014	0,080	0,221	0,306	0,187	0,050	0,004	0
1,4	0	0,014	0,072	0,026	−0,046	−0,054	−0,014	−0,001	0
	π/4	0,014	0,073	0,033	−0,038	−0,052	−0,014	−0,001	0
	π/2	0,014	0,075	0,060	0,001	−0,041	−0,011	−0,001	0
	3/4π	0,014	0,080	0,141	0,137	0,042	0,010	0,001	0
	π	0,014	0,083	0,235	0,323	0,196	0,052	0,004	0
		$\beta_0 = 1,6$ Bi = 60							
1	0	−0,142	−0,267	−0,332	−0,308	−0,141	−0,061	−0,013	0
	π/4	−0,127	−0,251	−0,318	−0,297	−0,137	−0,060	−0,013	0
	π/2	−0,063	−0,190	−0,261	−0,246	−0,112	−0,049	−0,010	0
	3/4π	−0,024	−0,060	−0,087	−0,069	0,021	0,018	0,005	0
	π	0,007	0,041	0,119	0,178	0,252	0,140	0,032	0
1,6	0	0,007	0,042	0,074	0,035	−0,085	−0,054	−0,013	0
	π/4	0,007	0,042	0,077	0,041	−0,078	−0,051	−0,012	0
	π/2	0,007	0,043	0,088	0,067	−0,037	−0,029	0,007	0
	3/4π	0,007	0,043	0,113	0,136	0,112	0,057	0,013	0
	π	0,007	0,043	0,134	0,204	0,277	0,154	0,035	0
		$\beta_0 = 1,8$ Bi = 60							
1	0	−0,114	−0,231	−0,325	−0,332	−0,216	−0,127	−0,046	−0,003
	π/4	−0,101	−0,214	−0,310	−0,319	−0,208	−0,122	−0,044	−0,003
	π/2	−0,064	−0,157	−0,248	−0,262	−0,167	−0,094	−0,033	−0,002
	3/4π	−0,018	−0,050	−0,086	−0,088	−0,003	0,024	0,015	0,001
	π	0,004	0,025	0,074	0,110	0,218	0,186	0,082	0,005
1,8	0	0,004	0,026	0,070	0,068	−0,059	−0,078	−0,040	−0,003
	π/4	0,004	0,026	0,071	0,071	−0,048	−0,069	−0,036	−0,002
	π/2	0,004	0,026	0,074	0,084	0,001	−0,023	−0,014	−0,001
	3/4π	0,004	0,026	0,081	0,112	0,137	0,105	0,044	0,003
	π	0,004	0,026	0,086	0,136	0,259	0,216	0,095	0,006

β	φ	Fo 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
		$\beta_0 = 2$ Bi = 60							
1	0	−0,091	−0,205	−0,305	−0,332	−0,267	−0,188	−0,094	−0,013
	π/4	−0,060	−0,189	−0,289	−0,318	−0,257	−0,180	−0,090	−0,012
	π/2	−0,050	−0,135	−0,226	−0,256	−0,206	−0,138	−0,065	−0,008
	3/4π	−0,014	−0,041	−0,079	−0,091	−0,035	0,008	0,021	0,004
	π	0,002	0,016	0,050	0,074	0,163	0,118	0,120	0,011
2	0	0,002	0,017	0,055	0,070	−0,018	−0,068	−0,063	−0,011
	π/4	0,002	0,017	0,055	0,072	−0,008	−0,055	−0,053	−0,009
	π/2	0,002	0,017	0,056	0,077	0,034	−0,001	−0,012	−0,002
	3/4π	0,002	0,017	0,058	0,088	0,136	0,127	0,080	0,012
	π	0,002	0,017	0,059	0,096	0,217	0,295	0,147	0,023
		$\beta_0 = 1,2$ Bi = 80							
1	0	−0,276	−0,304	−0,138	−0,072	−0,003	0	0	0
	π/4	−0,262	−0,296	−0,136	−0,071	−0,003	0	0	0
	π/2	−0,206	−0,258	−0,124	−0,069	−0,003	0	0	0
	3/4π	−0,071	−0,099	−0,034	−0,024	−0,002	0	0	0
	π	0,052	0,235	0,438	0,372	0,020	0	0	0
1,2	0	0,052	0,057	−0,079	−0,066	−0,003	0	0	0
	π/4	0,052	0,061	−0,075	−0,065	−0,003	0	0	0
	π/2	0,052	0,081	−0,056	−0,050	−0,003	0	0	0
	3/4π	0,052	0,144	0,056	0,005	−0,001	0	0	0
	π	0,052	0,240	0,445	0,378	0,021	0	0	0
		$\beta_0 = 1,4$ Bi = 80							
1	0	−0,205	−0,327	−0,294	−0,223	−0,045	−0,009	−0,001	0
	π/4	−0,179	−0,315	−0,286	−0,217	−0,044	−0,009	−0,001	0
	π/2	−0,136	−0,261	−0,248	−0,184	−0,041	−0,009	0	0
	3/4π	−0,043	−0,102	−0,090	−0,047	0,001	0	0	0
	π	0,017	0,089	0,231	0,310	0,159	0,035	0,002	0
1,4	0	0,017	0,081	0,034	−0,037	−0,042	−0,009	−0,001	0
	π/4	0,017	0,081	0,039	−0,030	−0,042	−0,009	−0,001	0
	π/2	0,017	0,083	0,063	0,001	−0,034	−0,008	0	0
	3/4π	0,017	0,088	0,141	0,127	0,031	0,006	0	0
	π	0,017	0,092	0,249	0,332	0,168	0,037	0,002	0
		$\beta_0 = 1,6$ Bi = 80							
1	0	−0,169	−0,288	−0,339	−0,307	−0,125	−0,049	−0,009	0
	π/4	−0,153	−0,273	−0,328	−0,299	−0,122	−0,048	−0,008	0
	π/2	−0,104	−0,217	−0,281	−0,258	−0,104	−0,041	−0,007	0
	3/4π	−0,032	−0,080	−0,115	−0,095	0,005	0,009	0,002	0
	π	0,008	0,047	0,127	0,184	0,234	0,118	0,022	0
1,6	0	0,008	0,048	0,082	0,043	−0,073	−0,043	−0,008	0
	π/4	0,008	0,048	0,085	0,048	−0,067	−0,041	−0,008	0
	π/2	0,008	0,049	0,094	0,070	−0,034	−0,024	−0,005	0
	3/4π	0,008	0,049	0,120	0,138	0,098	0,045	0,008	0
	π	0,008	0,049	0,146	0,216	0,262	0,131	0,025	0

β	φ	Fo 0,001	0,01	0,05	0,1	0,5	1	2	5
					$\beta_0 = 1,8$ Bi = 80				
1	0	—0,139	—0,254	—0,339	—0,339	—0,204	—0,111	—0,036	—0,002
	π/4	—0,124	—0,239	—0,326	—0,329	—0,198	—0,108	—0,035	—0,002
	π/2	—0,081	—0,184	—0,273	—0,281	—0,166	—0,087	—0,027	—0,001
	3/4π	—0,024	—0,065	—0,112	—0,115	—0,022	0,010	0,008	0
	π	0,005	0,029	0,079	0,115	0,210	0,168	0,066	0,003
1,8	0	0,005	0,030	0,078	0,075	—0,049	—0,066	—0,031	—0,001
	π/4	0,005	0,030	0,079	0,078	—0,041	—0,058	—0,028	—0,001
	π/2	0,005	0,030	0,082	0,090	0,001	—0,021	—0,012	—0,001
	3/4π	0,005	0,030	0,089	0,119	0,130	0,092	0,035	0,002
	π	0,005	0,030	0,095	0,147	0,258	0,199	0,077	0,003
					$\beta_0 = 2$ Bi = 80				
1	0	—0,114	—0,230	—0,323	—0,345	—0,261	—0,174	—0,080	—0,009
	π/4	—0,101	—0,215	—0,309	—0,333	—0,253	—0,168	—0,077	—0,008
	π/2	—0,064	—0,161	—0,254	—0,280	—0,212	—0,136	—0,059	—0,006
	3/4π	—0,019	—0,056	—0,102	—0,117	—0,056	—0,008	0,010	0,002
	π	0,003	0,019	0,054	0,076	0,159	0,166	0,104	0,013
2	0	0,003	0,020	0,062	0,078	—0,011	—0,058	—0,052	—0,007
	π/4	0,003	0,020	0,062	0,079	—0,002	—0,048	—0,044	—0,006
	π/2	0,003	0,020	0,063	0,084	0,035	—0,001	—0,010	—0,002
	3/4π	0,003	0,020	0,065	0,096	0,135	0,119	0,069	0,008
	π	0,003	0,020	0,066	0,106	0,222	0,217	0,131	0,016

Таблица П-3а

Безразмерное тангенциальное напряжение $\frac{\sigma_t(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}$ от температурной неравномерности по окружности трубы при граничном условии первого рода

Fo	$\beta_0 = d_н/d_в$ = 1,1		1,2		1,36		1,4	
	β = 1	1,1	1	1,2	1	1,36	1	1,4
0,001	—0,345	0,145	—0,437	0,075	—0,479	0,029	—0,476	0,034
0,002	—0,276	0,136	—0,406	0,110			—0,464	0,050
0,003	—0,224	0,113	—0,383	0,131			—0,455	0,062
0,004	—0,183	0,093	—0,362	0,142			—0,447	0,073
0,005	—0,151	0,077	—0,343	0,145	—0,438	0,082	—0,441	0,083
0,006	—0,125	0,064	—0,327	0,144			—0,434	0,092
0,007	—0,106	0,054	—0,311	0,142			—0,428	0,100
0,008	—0,090	0,046	—0,297	0,137			—0,422	0,107
0,009	—0,078	0,040	—0,283	0,133			—0,417	0,113
0,01	—0,068	0,035	—0,271	0,128			—0,412	0,119
0,02	—0,035	0,019	—0,177	0,088	—0,353	0,136	—0,369	0,145
0,03	—0,032	0,017	—0,125	0,065			—0,333	0,144
0,04	—0,032	0,017	—0,096	0,053			—0,304	0,138
0,05	—0,032	0,017	—0,080	0,046	—0,254	0,108	—0,279	0,129
0,06	—0,032	0,017	—0,071	0,042			—0,256	0,122
0,07			—0,066	0,039			—0,237	0,116

Fo	$\beta_0 = d_н/d_в$ = 1,1		1,2		1,36		1,4	
	β = 1	1,1	1	1,2	1	1,36	1	1,4
0,08			—0,063	0,038			—0,220	0,110
0,09			—0,062	0,038			—0,206	0,105
0,1			—0,061	0,037	—0,168	0,079	—0,193	0,101
0,2			—0,060	0,037	—0,118	0,063	—0,130	0,081
0,3			—0,060	0,037	—0,108	0,059	—0,115	0,075
0,4			—0,060	0,037			—0,111	0,074
0,5							—0,110	0,074
0,6							—0,110	0,074
1					—0,107	0,058		

Продолжение табл. П-3а

Fo	$\beta_0 = d_н/d_в$ = 1,6		1,8		2	
	β = 1	1,6	1	1,8	1	2
0,001	—0,489	0,019	—0,494	0,012	—0,496	0,008
0,002	—0,483	0,028	—0,490	0,018	—0,493	0,012
0,003	—0,478	0,035	—0,487	0,023	—0,492	0,016
0,004	—0,474	0,042	—0,485	0,027	—0,491	0,019
0,005	—0,471	0,047	—0,483	0,031	—0,489	0,021
0,006	—0,467	0,053	—0,481	0,034	—0,488	0,024
0,007	—0,464	0,058	—0,479	0,037	—0,487	0,026
0,008	—0,461	0,062	—0,478	0,040	—0,486	0,028
0,009	—0,458	0,067	—0,476	0,043	—0,485	0,030
0,01	—0,456	0,071	—0,474	0,046	—0,484	0,032
0,02	—0,433	0,105	—0,461	0,069	—0,476	0,049
0,03	—0,415	0,125	—0,450	0,088	—0,469	0,062
0,04	—0,399	0,135	—0,440	0,103	—0,463	0,074
0,05	—0,384	0,139	—0,432	0,114	—0,457	0,085
0,06	—0,370	0,140	—0,424	0,122	—0,452	0,094
0,07	—0,357	0,140	—0,416	0,127	—0,447	0,101
0,08	—0,345	0,138	—0,408	0,130	—0,442	0,108
0,09	—0,334	0,136	—0,401	0,133	—0,437	0,113
0,1	—0,324	0,134	—0,394	0,134	—0,432	0,118
0,2	—0,248	0,117	—0,338	0,131	—0,393	0,129
0,3	—0,207	0,107	—0,299	0,125	—0,363	0,129
0,4	—0,185	0,102	—0,271	0,120	—0,339	0,127
0,5	—0,173	0,099	—0,251	0,117	—0,320	0,125
0,6	—0,167	0,097	—0,237	0,115	—0,304	0,124
0,7	—0,164	0,097	—0,227	0,113	—0,291	0,123
0,8	—0,161	0,096	—0,220	0,112	—0,281	0,122
0,9	—0,161	0,096	—0,215	0,111	—0,274	0,121
1	—0,160	0,096	—0,212	0,111	—0,267	0,120
2	—0,159	0,096	—0,204	0,110	—0,244	0,118
3			—0,203	0,110	—0,241	0,118
4			—0,203	0,110	—0,241	0,118
5					—0,241	0,118

Таблица П-36

Безразмерное аксиальное напряжение $\frac{\sigma_z(1-\nu)}{E\alpha_t t_0}$ от температурной неравномерности по окружности трубы при граничном условии первого рода для трубы с зажатыми торцами

Fo	$\beta_0 = d_н/d_в$ = 1,1; β = 1	1,1; β = 1,1	1,2; β = 1	1,2; β = 1,2	1,36; β = 1	1,36; β = 1,36	1,4; β = 1	1,4; β = 1,4
0,001	—0,454	0,0266	—0,480	0,021	—0,493	0,011	—0,493	0,010
0,002	—0,433	—0,036	—0,472	0,031			—0,489	0,015
0,003	—0,417	—0,099	—0,465	0,032			—0,486	0,019
0,004	—0,405	—0,151	—0,459	0,025			—0,484	0,022
0,005	—0,395	—0,192	—0,453	0,013	—0,481	0,025	—0,482	0,025
0,006	—0,388	—0,224	—0,449	—0,002			—0,480	0,027
0,007	—0,382	—0,249	—0,444	—0,018			—0,478	0,030
0,008	—0,377	—0,269	—0,440	—0,034			—0,477	0,031
0,009	—0,373	—0,285	—0,435	—0,050			—0,475	0,032
0,01	—0,370	—0,297	—0,431	—0,065			—0,473	0,033
0,02	—0,360	—0,339	—0,403	—0,183	—0,455	—0,003	—0,460	0,016
0,03	—0,360	—0,343	—0,388	—0,249			—0,450	—0,019
0,04	—0,360	—0,343	—0,379	—0,286			—0,441	—0,055
0,05	—0,360	—0,343	—0,374	—0,307	—0,426	—0,127	—0,434	—0,088
0,06			—0,371	—0,319			—0,427	—0,117
0,07			—0,370	—0,325			—0,421	—0,142
0,08			—0,369	—0,329			—0,416	—0,164
0,09			—0,368	—0,331			—0,412	—0,183
0,1			—0,368	—0,332	—0,400	—0,237	—0,408	—0,199
0,2			—0,368	—0,333	—0,385	—0,301	—0,389	—0,282
0,3			—0,368	—0,333	—0,383	—0,313	—0,384	—0,302
0,4							—0,383	—0,308
0,5							—0,383	—0,309
0,6							—0,383	—0,309
0,7							—0,383	—0,309
1					—0,382	—0,316		

Продолжение табл. П-36

Fo	$\beta_0 = d_н/d_в$ = 1,6; β = 1	1,6; β = 1,6	1,8; β = 1	1,8; β = 1,8	2; β = 1	2; β = 2
0,001	—0,050	0,005	—0,498	0,003	—0,499	0,003
0,002	—0,495	0,008	—0,497	0,005	—0,498	0,004
0,003	—0,494	0,011	—0,496	0,007	—0,498	0,005
0,004	—0,492	0,012	—0,495	0,008	—0,497	0,006
0,005	—0,491	0,014	—0,495	0,009	—0,496	0,007
0,006	—0,490	0,017	—0,494	0,010	—0,496	0,007
0,007	—0,489	0,017	—0,494	0,011	—0,496	0,008
0,008	—0,488	0,019	—0,493	0,012	—0,496	0,009
0,009	—0,488	0,020	—0,493	0,013	—0,495	0,009
0,01	—0,487	0,021	—0,492	0,014	—0,495	0,010
0,02	—0,480	0,030	—0,488	0,021	—0,492	0,015
0,03	—0,474	0,029	—0,485	0,026	—0,490	0,019
0,04	—0,470	0,021	—0,482	0,028	—0,488	0,022

Fo	$\beta_0 = d_н/d_в$ = 1,6; β = 1	1,6; β = 1,6	1,8; β = 1	1,8; β = 1,8	2; β = 1	2; β = 2
0,05	—0,465	0,009	—0,480	0,027	—0,487	0,025
0,06	—0,461	—0,005	—0,477	0,025	—0,485	0,026
0,07	—0,457	—0,020	—0,475	0,021	—0,484	0,027
0,08	—0,454	—0,035	—0,473	0,015	—0,482	0,026
0,09	—0,450	—0,050	—0,470	0,008	—0,481	0,025
0,1	—0,447	—0,063	—0,468	0,001	—0,480	0,022
0,2	—0,424	—0,165	—0,452	—0,073	—0,468	—0,019
0,3	—0,412	—0,220	—0,440	—0,129	—0,459	—0,062
0,4	—0,406	—0,251	—0,431	—0,168	—0,451	—0,098
0,5	—0,402	—0,267	—0,425	—0,196	—0,445	—0,127
0,6	—0,400	—0,276	—0,421	—0,216	—0,441	—0,150
0,7	—0,399	—0,280	—0,418	—0,230	—0,437	—0,169
0,8	—0,398	—0,283	—0,416	—0,240	—0,434	—0,184
0,9	—0,398	—0,284	—0,415	—0,247	—0,432	—0,196
1	—0,398	—0,285	—0,414	—0,252	—0,430	—0,205
2	—0,398	—0,286	—0,411	—0,264	—0,423	—0,240
3			—0,411	—0,264	—0,422	—0,244
4			—0,411	—0,264	—0,422	—0,245
5					—0,422	—0,245

Таблица П-4

Коэффициенты для расчета вертикальных температурных перемещений паропроводов по методу „балки на упругом основании"

βl	χ	τ	βl	χ	τ	βl	χ	τ
0,1	5,080	5,080	0,225	2,237	2,235	0,350	1,434	1,430
0,105	4,940	4,940	0,230	2,182	2,180	0,355	1,414	1,410
0,11	4,800	4,800	0,235	2,132	2,130	0,360	1,395	1,390
0,115	4,600	4,600	0,240	2,082	2,080	0,365	1,375	1,370
0,12	4,400	4,400	0,245	2,057	2,055	0,370	1,365	1,350
0,125	4,220	4,220	0,250	2,032	2,030	0,375	1,340	1,335
0,13	4,040	4,040	0,255	1,992	1,990	0,380	1,325	1,320
0,135	3,921	3,920	0,260	1,952	1,950	0,385	1,310	1,305
0,14	3,801	3,800	0,265	1,922	1,920	0,390	1,295	1,290
0,145	3,651	3,650	0,270	1,892	1,890	0,395	1,275	1,270
0,15	3,501	3,500	0,275	1,857	1,855	0,4	1,256	1,250
0,155	3,361	3,360	0,280	1,823	1,820	0,405	1,241	1,235
0,16	3,221	3,220	0,285	1,778	1,775	0,41	1,226	1,220
0,165	3,101	3,100	0,290	1,733	1,730	0,415	1,211	1,205
0,17	2,981	2,980	0,295	1,703	1,700	0,42	1,197	1,190
0,175	2,901	2,900	0,300	1,673	1,670	0,425	1,182	1,175
0,18	2,821	2,820	0,305	1,653	1,650	0,43	1,167	1,160
0,185	2,741	2,740	0,310	1,633	1,630	0,435	1,152	1,145
0,19	2,661	2,660	0,315	1,603	1,600	0,44	1,137	1,130
0,195	2,581	2,580	0,320	1,574	1,570	0,445	1,122	1,115
0,200	2,501	2,500	0,325	1,554	1,550	0,45	1,108	1,100
0,205	2,451	2,450	0,330	1,534	1,530	0,455	1,098	1,090
0,210	2,401	2,400	0,335	1,504	1,500	0,46	1,088	1,080
0,215	2,346	2,345	0,340	1,474	1,470	0,465	1,078	1,070
0,220	2,291	2,290	0,345	1,454	1,450	0,47	1,069	1,060

βl	χ	τ	βl	χ	τ	βl	χ	τ
0,475	1,054	1,045	0,85	0,618	0,569	1,45	0,461	0,243
0,48	1,039	1,030	0,86	0,610	0,560	1,46	0,461	0,239
0,485	1,029	1,020	0,87	0,603	0,551	1,47	0,460	0,235
0,49	1,020	1,010	0,88	0,597	0,542	1,48	0,460	0,232
0,495	1,012	1,002	0,89	0,590	0,534	1,49	0,460	0,229
0,500	1,004	0,994	0,90	0,585	0,527	1,5	0,459	0,226
0,505	0,997	0,986	0,91	0,58	0,52	1,52	0,459	0,218
0,510	0,988	0,977	0,92	0,574	0,513	1,54	0,459	0,208
0,515	0,979	0,968	0,93	0,569	0,505	1,56	0,459	0,202
0,520	0,971	0,960	0,94	0,564	0,498	1,58	0,459	0,195
0,525	0,961	0,950	0,95	0,560	0,492	1,6	0,460	0,190
0,530	0,953	0,941	0,96	0,555	0,486	1,62	0,460	0,180
0,535	0,944	0,932	0,97	0,551	0,479	1,64	0,460	0,172
0,540	0,934	0,922	0,98	0,546	0,472	1,66	0,460	0,166
0,545	0,927	0,915	0,99	0,544	0,467	1,68	0,460	0,159
0,550	0,921	0,908	1	0,542	0,463	1,7	0,461	0,153
0,555	0,914	0,901	1,01	0,536	0,455	1,72	0,462	0,146
0,560	0,908	0,894	1,02	0,531	0,448	1,74	0,462	0,140
0,565	0,900	0,886	1,03	0,528	0,442	1,76	0,463	0,133
0,570	0,892	0,877	1,04	0,525	0,436	1,78	0,464	0,127
0,575	0,884	0,869	1,05	0,522	0,431	1,8	0,464	0,122
0,580	0,875	0,860	1,06	0,520	0,426	1,82	0,465	0,116
0,585	0,866	0,851	1,07	0,517	0,420	1,84	0,466	0,110
0,590	0,859	0,843	1,08	0,514	0,415	1,86	0,467	0,104
0,595	0,851	0,834	1,09	0,511	0,410	1,88	0,468	0,100
0,600	0,842	0,825	1,1	0,509	0,405	1,9	0,469	0,094
0,605	0,837	0,820	1,11	0,507	0,400	1,92	0,470	0,088
0,610	0,834	0,814	1,12	0,505	0,395	1,94	0,471	0,082
0,615	0,829	0,811	1,13	0,503	0,390	1,96	0,472	0,076
0,620	0,825	0,806	1,14	0,501	0,386	1,98	0,473	0,071
0,625	0,816	0,797	1,15	0,499	0,380	2	0,475	0,068
0,630	0,808	0,788	1,16	0,497	0,374	2,02	0,476	0,062
0,635	0,799	0,779	1,17	0,495	0,369	2,04	0,477	0,057
0,640	0,791	0,770	1,18	0,494	0,364	2,06	0,478	0,052
0,645	0,786	0,765	1,19	0,493	0,359	2,08	0,479	0,048
0,650	0,782	0,760	1,2	0,492	0,355	2,1	0,479	0,044
0,655	0,777	0,755	1,21	0,489	0,35	2,12	0,480	0,040
0,660	0,773	0,750	1,22	0,488	0,346	2,14	0,481	0,036
0,665	0,765	0,742	1,23	0,486	0,341	2,16	0,482	0,032
0,670	0,759	0,735	1,24	0,485	0,336	2,18	0,483	0,028
0,675	0,751	0,727	1,25	0,483	0,331	2,2	0,484	0,026
0,680	0,745	0,720	1,26	0,482	0,327	2,22	0,485	0,022
0,685	0,740	0,715	1,27	0,482	0,322	2,24	0,486	0,018
0,690	0,736	0,710	1,28	0,481	0,318	2,26	0,487	0,015
0,695	0,731	0,705	1,29	0,480	0,313	2,28	0,488	0,011
0,7	0,728	0,700	1,3	0,477	0,308	2,3	0,488	0,008
0,71	0,718	0,689	1,31	0,475	0,304	2,32	0,489	0,006
0,72	0,707	0,678	1,32	0,474	0,300	2,34	0,489	0,003
0,73	0,700	0,670	1,33	0,473	0,295	2,36	0,490	0,000
0,74	0,694	0,662	1,34	0,471	0,290	2,38	0,491	—0,003
0,75	0,686	0,653	1,35	0,469	0,285	2,4	0,492	—0,005
0,76	0,679	0,644	1,36	0,467	0,208	2,42	0,492	—0,007
0,77	0,670	0,634	1,37	0,467	0,276	2,44	0,493	—0,010
0,78	0,662	0,624	1,38	0,466	0,272	2,46	0,493	—0,013
0,79	0,654	0,614	1,39	0,466	0,268	2,48	0,494	—0,015
0,8	0,646	0,605	1,4	0,465	0,265	2,5	0,494	—0,017
0,81	0,641	0,599	1,41	0,463	0,260	2,52	0,495	—0,019
0,82	0,638	0,594	1,42	0,462	0,256	2,54	0,496	—0,021
0,83	0,631	0,586	1,43	0,462	0,252	2,56	0,496	—0,023
0,84	0,625	0,578	1,44	0,461	0,248	2,58	0,497	—0,025

βl	χ	τ	βl	χ	τ	βl	χ	τ
2,6	0,497	—0,026	3,55	0,502	—0,038	5,05	0,500	—0,004
2,62	0,498	—0,028	3,6	0,502	—0,037	5,1	0,500	—0,004
2,64	0,498	—0,030	3,65	0,502	—0,035	5,15	0,500	—0,003
2,66	0,498	—0,031	3,7	0,502	—0,034	5,2	0,500	—0,003
2,68	0,499	—0,032	3,75	0,502	—0,032	5,25	0,500	—0,002
2,7	0,499	—0,033	3,8	0,502	—0,031	5,3	0,500	—0,002
2,72	0,499	—0,034	3,85	0,502	—0,030	5,35	0,500	—0,002
2,74	0,499	—0,035	3,9	0,502	—0,029	5,4	0,500	—0,001
2,76	0,500	—0,036	3,95	0,501	—0,028	5,45	0,500	—0,001
2,78	0,500	—0,037	4	0,501	—0,026	5,5	0,500	0,000
2,8	0,500	—0,037	4,05	0,501	—0,025	5,55	0,500	0,000
2,82	0,501	—0,038	4,1	0,501	—0,024	5,6	0,500	0,000
2,84	0,501	—0,039	4,15	0,501	—0,022	5,65	0,500	0,001
2,86	0,502	—0,040	4,2	0,501	—0,021	5,7	0,500	0,001
2,88	0,502	—0,040	4,25	0,501	—0,020	5,75	0,500	0,001
2,9	0,502	—0,040	4,3	0,501	—0,018	5,8	0,500	0,001
2,92	0,502	—0,041	4,35	0,500	—0,017	5,85	0,500	0,002
2,94	0,502	—0,042	4,4	0,500	—0,016	5,9	0,500	0,002
2,96	0,502	—0,042	4,45	0,500	—0,014	5,95	0,500	0,002
2,98	0,502	—0,042	4,5	0,500	—0,013	6	0,500	0,002
3	0,502	—0,042	4,55	0,500	—0,012	6,05	0,500	0,002
3,05	0,502	—0,043	4,6	0,500	—0,011	6,1	0,500	0,002
3,1	0,502	—0,044	4,65	0,500	—0,010	6,15	0,500	0,002
3,15	0,502	—0,044	4,7	0,500	—0,009	6,2	0,500	0,002
3,2	0,502	—0,044	4,75	0,500	—0,008	6,25	0,500	0,002
3,25	0,502	—0,044	4,8	0,500	—0,007	6,3	0,500	0,002
3,3	0,502	—0,043	4,85	0,500	—0,007	6,35	0,500	0,002
3,35	0,502	—0,043	4,9	0,500	—0,006	6,4	0,500	0,001
3,4	0,502	—0,042	4,95	0,500	—0,006	6,45	0,500	0,001
3,45	0,502	—0,040	5	0,500	—0,005	6,5	0,500	0,001
3,5	0,502	—0,039						

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

П-1. **Костовецкий Д. Л.** Прочность трубопроводных систем энергетических установок. — Л.: Энергия, 1973.

П-2. **Магалиф В. Я., Якобсон Л. С.** Расчеты трубопроводов на вычислительных машинах. — М.: Энергия, 1969.

П-3. **Аксельрад Э. Л., Ильин В. П.** Расчет трубопроводов. — Л.: Машиностроение, 1972.

П-4. **Григорьев Л. Я.** Самокомпенсация трубопроводов. — М.: Энергия, 1969.

П-5. **Рудомино Б. В., Ремжин Ю. Н.** Проектирование трубопроводов тепловых электростанций. — Л.: Энергия, 1970.

В-1. **Панасюк В. В., Подстригач Я. С., Ярема С. Я.** Температурные напряжения в стенках барабанов котлов высокого давления. — Научные записки Института машиноведения и автоматики АН УССР, Серия машиноведения. Вопросы машиноведения и прочности в машиностроении. т. V, вып. 4. Киев: Изд-во АН УССР, 1956, с. 5—24.

1-1. **Костовецкий Д. Л.** Расчеты трубопроводных систем на электронных вычислительных машинах. — Руководящие указания. Вып. 26. Л.: 1969. ЦКТИ им. И. И. Ползунова.

1-2. **Ловцкий Э. В.** Расчет прочности и жесткости неразветвленных трубопроводов на ЭЦВМ. — Электрические станции, 1965, № 3, с. 36—38.

1-3. **Расчет** разветвленных трубопроводов на прочность и жесткость по типовой программе Т-5. — М.: Теплоэлектропроект, 1966.

1-4. **Lorenz R.** Temperaturspannungen in Hohlzylindern. — Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure, 1907, Bd 51, № 19, S. 743—747.

1-5. **Захаров Е. С., Фальковский С. В.** Изучение условий эксплуатации аустенитных паропроводов на сверхвысокие параметры пара Челябинской ТЭЦ и исследование возникающих в них напряжений. — М.—Л.: Госэнергоиздат, 1963.
1-6. **Ратнер А. В.** Арматура для пара сверхкритических параметров. — М.—Л.: Энергия, 1965.
1-7. **Ратнер А. В.** Температурные напряжения в паропроводе и арматуре при прогреве и колебаниях температуры. — Теплоэнергетика, 1965, № 8, с. 42—46.
1-8. **Вигак В. М., Фальковский С. В.** Исследование температурных полей и напряжений в трубе при вынужденных колебаниях температуры. — Теплоэнергетика, 1968, № 1, с. 37—40.
1-9. **Coffin L. F.** An investigation of thermal-stress fatigue as related to high-temperature piping flexibility. — Trans. ASME, 1957, vol. 79, № 7, p. 1637—1651.
1-10. **Manson S. S.** A simple procedure for estimating hich-temperature low-cycle fatigue. — Experimental Mechanics, 1968, vol. 8, № 8, p. 349—355.
1-11. **Туляков Г. А., Метельков В. А., Плеханов В. А.** Об испытаниях материалов на термическую усталость при сложном напряженном состоянии. — Проблемы прочности, 1972, № 6, с. 109—113.
1-12. **Костюк А. Г., Трухний А. Д., Мичулин В. Н.** Критерий прочности материалов при малоцикловой усталости при сложном напряженном состоянии. — Машиноведение, 1974, № 5, с. 62—67.
1-13. **Костюк А. Г., Трухний А. Д.** Оценка долговечности элементов энергетического оборудования при чередовании переходных и стационарных режимов его работы. — Теплоэнергетика, 1973, № 12, с. 11—14.
1-14. **Костюк А. Г., Трухний А. Д., Гецов Л. Б.** О прочности деталей энергетических установок при нестационарных режимах. — Теплоэнергетика, 1965, № 1, с. 48—53.
1-15. **Туляков Г. А.** Критерий для оценки долговечности работы металлов при термической усталости с учетом условий эксплуатации. — Теплоэнергетика, 1973, № 6, с. 64—66.
1-16. **Минкин Л. Н.** Исследование прочности сварных соединений паропроводов из теплоустойчивых сталей: Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. М., 1972. В надзаг.: ЦНИИТмаш.
1-17. **Нормы** расчета на прочность элементов реакторов, парогенераторов, сосудов и трубопроводов АЭС, опытных и исследовательских ядерных реакторов и установок. — М.: Металлургия, 1973.
1-18. **American** Society of Mechanical Engineers. New York — ASME boiler and pressure vessel code. Section 1. Rules for construction of power boilers. 1974 ed. 1974. ill. Section 2. Material specifications. P. A. — Ferrous. 1974 ed. 1974.
1-19. **Лыков А. В.** Теория теплопроводности. — М.: Высшая школа, 1967.
1-20. **Карслоу Г., Егер Д.** Теплопроводность твердых тел. Пер. с англ. — М.: Наука, 1964.
1-21 **Endres W.** Wärmespannungen beim Aufheizen dickwandiger Hohlzylinder. — Brown Bovery Mitteilungen, 1958, Bd 45, № 1.
1-22. **Grass G., Würker K. G.** Zulässige Aufheiz und Abkühlgeschwindigkeit dickwandiger Rohrleitungen. — Allgemeine Wärmetechnik, 1956, № 10, S. 211—219.
1-23. **Kaufman W. J.** Das Vorwärmen von Dampfleitungen. — B. W. K., 1958, Bd 10, № 9, S. 428—433.
1-24. **Елизаров Д. П.** К вопросу о тепловом ударе в паропроводах ТЭС. — Теплоэнергетика, 1971, № 2, с. 78—82.
1-25. **Лабунцов Д. А.** Теплообмен при конденсации пара на вертикальной поверхности в условиях турбулентного стекания пленки конденсата. — Инженерно-физический журнал, 1960, № 8, с. 3—12.
1-26. **Исаченко В. П., Саломзода Ф. Г., Шалахов А. А.** Исследование теплообмена при пленочной конденсации водяного пара в вертикальной трубе. — Теплоэнергетика, 1974, № 9, с. 15—18.
1-27. **Миропольский З. Л.** Теплоотдача при пленочном кипении пароводяной смеси в парогенерирующих трубах. — Теплоэнергетика, 1963, № 5, с. 49—52.
1-28. **Мелан Э., Паркус Г.** Температурные напряжения, вызываемые стационарными температурными полями. — М.: Физматгиз, 1958.
1-29. **Паркус Г.** Неустановившиеся температурные напряжения. М.: Физматгиз, 1963.
1-30. **Температурные** напряжения в питательном трубопроводе при срабатывании защиты подогревателей высокого давления/ Елизаров Д. П., Федорович Л. А., Корзун И. И. и др. — Электрические станции, 1974, № 6, с. 38—40.
1-31. **Елизаров Д. П., Ясин С., Гержой И. П.** Исследование напряженного состояния стенок барабана котла высокого давления. — Электрические станции, 1968, № 2, с. 23—28.
1-32. **Елизаров Д. П., Ясин С.** Экспериментальное определение напряжений в барабане котла при пусках и остановках. — Теплоэнергетика, 1967, № 4, с. 61—65.

1-33. **Елизаров Д. П., Федорович Л. А., Ясин С.** Напряжения в барабане котла ТП-80 при растопке. — Теплоэнергетика, 1964, № 1, с. 28—32.
1-34. **Елизаров Д. П., Федорович Л. А., Ясин С.** Напряжения в аустенитных коллекторах пароперегревателя при растопке котла. — Теплоэнергетика, 1964, № 6, с. 37—40.
1-35. **Ярема С. Я.** Анализ температурных напряжений в цилиндрической части барабана котла. — Научные записки Института машиноведения и автоматики АН УССР. Серия машиноведения. Вопросы машиноведения и прочности в машиностроении. Т. VI, вып. 5. Киев: Изд-во АН УССР, 1957, с. 60—74.
1-36. **Лебедев Н. Н.** Температурные напряжения в теории упругости. — М.—Л.: Главная ред. техн. теор. лит., 1937.
1-37. **Елизаров Д. П., Ясин С., Федорович Л. А.** Напряжения в полом толстостенном цилиндре, вызванные неравномерной по окружности температурой. — Известия вузов. Энергетика, 1967, № 12, с. 80—84.
1-38. **Лабунцов Д. А.** Теплоотдача при пленочной конденсации чистых паров на вертикальных поверхностях и горизонтальных трубах. — Теплоэнергетика, 1957, № 7, с. 72—80.
1-39. **Оценка** пусковых температурных напряжений в роторе ЦНД турбины для АЭС/ Лейзерович А. Ш., Лубны-Герцык А. Л., Израилев Ю. Л., Кириллов В. Б. — Теплоэнергетика, 1974, № 8, с. 29—32.
1-40. **Елизаров Д. П., Федорович Л. А.** О напряжениях в толстостенном полом цилиндре от температурной неравномерности в окружном направлении. — Теплоэнергетика, 1974, № 4, с. 81—87.
1-41. **Бойко Л. Д.** Исследование теплоотдачи при конденсации пара внутри труб. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. М., 1964. В надзаг.: Энергетический институт им. Г. М. Кржижановского. Министерство энергетики и электрификации СССР.
2-1. **Тюрин П. Я.** Фланцевые соединения трубопроводов высокого давления. — В кн.: Пар высокого давления в энергетике. М.—Л., Госэнергоиздат, 1950, с. 668—684.
2-2. **Дуб Б. И.** Арматура трубопроводов высокого давления. — М.—Л., Госэнергоиздат, 1960.
2-3. **Расчеты** на прочность в машиностроении/ Под ред. С. Д. Пономарева, т. 2. М.: Машгиз, 1958.
2-4. **Юргенсон Х.** Гибкость и прочность трубопроводов/ Пер. с нем. М.—Л., Госэнергоиздат, 1959.
2-5. **Боков К. Н., Елизаров Д. П.** Экспериментальное определение механических напряжений в паропроводе при прогреве. — Электрические станции, 1958, № 6, с. 15—20.
2-6. **Елизаров Д. П.** Напряжения во фланцевом соединении паропровода высоких параметров при прогреве. — Теплоэнергетика, 1960, № 4, с. 33—38.
2-7. **Елизаров Д. П.** Температурные напряжения в шпильках арматуры высокого давления. — Электрические станции, 1969, № 8, с. 50—54.
2-8. А. с. 150686 (СССР). Устройство для эксплуатационного наблюдения за ползучестью паропроводов/ Елизаров Д. П. — Опубл. в Бюл. изобрет. и товарных знаков, 1962, № 19.
2-9. **Миль М. И., Меринов Л. И.** Поведение гибов труб из стали 12Х1МФ в процессе эксплуатации. — Теплоэнергетика, 1967, № 9, с. 21—22.
2-10. **Вернер М. А., Ефименко Г. П.** О напряжениях в гибах труб, имеющих овальное сечение. — Теплоэнергетика, 1970, № 12, с. 72—74.
2-11. **Нахалов В. А., Балашова Р. К., Карачевский Ю. Н.** Учет формы сечения гибов труб при определении напряжений от внутреннего давления. — Электрические станции, 1972, № 8, с. 24—27.
2-12. **Учет** формы сечения гибов труб при расчете их на малоцикловую усталость/ Нахалов В. А., Шрон Р. З., Бараз Р. Х., Балашова Р. К. — Проблемы прочности, 1973, № 10, с. 121—124.
2-13. **Крутасова Е. И., Слободчикова Н. И., Брагина В. И.** О повреждениях гибов паропроводных труб. — Электрические станции, 1976, № 1, с. 19—21.
2-14. **Соломаха М. А., Алдакушин П. И.** Повреждения гибов паропроводов высокого давления из стали 12Х1МФ. — Электрические станции, 1976, № 4, с. 28—31.
2-15. **Костовецкий Д. Л.** Расчет напряжений и перемещений в криволинейном отрезке трубопровода. — Труды ЦКТИ, 1966, № 67, с. 31—55.
2-16. **Склонность** сварных тройников из сталей 12Х1МФ и 15Х1М1Ф к локальным разрушениям/ Кузнецова С. Б., Чечко И. И., Земзин В. Н. и др. — Электрические станции, 1971, № 10, с. 27—29.
2-17. **Чечко И. И., Гарнык В. А., Земзин В. Н.** Эксплуатационная надежность сварных тройников паропроводов из хромомолибденованадиевых сталей. — Электрические станции, 1975, № 5, с. 17—19.

2-18. **Design** of piping systems. (By) The M. W. Kellogg Company, 2-d ed. New York, Wiley; London, Chapman and Hall, 1956, XIV.
2-19. **Троянский Е. А., Кориковский И. К., Соловьева Ю. П.** Методика приближенного расчета сварных тройников. — Теплоэнергетика, 1963, № 8, с. 43—46.
2-20. **Кац М. Н.** Длительная прочность тройников из углеродистой стали. — Теплоэнергетика, 1965, № 2, с. 63—66.
2-21. **К оценке** прочности тройников с вытянутой горловиной, штампованных из труб/ Гуревич В. З., Федосов А. И. и др. — Теплоэнергетика, 1976, № 5, с. 54—57.
2-22. **Елизаров Д. П., Миков Г. Г., Федорович Л. А.** Натурное тензометрирование тройника на сверхвысокие параметры пара. — Теплоэнергетика, 1972, № 5, с. 61—63.
2-23. **Елизаров Д. П., Федорович Л. А., Чечко И. И.** Исследование напряжений в тройниках блока 300 МВт. — Труды МЭИ, 1973, вып. 157, № 76—83.
3-1. **Вигак В. М.** Исследование температурного и напряженного состояний упругих тел применительно к оптимизации переходных режимов в деталях энергооборудования. Автореф. дис. на соиск. учен. степени д-ра техн. наук. Львов, 1973. В надзаг.: Мин-во высш. и средн. спец. образования СССР, Львовский гос. ун-т.
3-2. **Похорилер В. Л., Викулов В. А.** Прогрев паропроводов при малых расходах пара. — Теплоэнергетика, 1971, № 3, с. 36—38.
3-3. **Похорилер В. Л.** Расчет прогрева длинных паропроводов. — Теплоэнергетика, 1972, № 8, с. 43—45.
3-4. **Прогрев** паропровода при заданном законе изменения температуры пара на входе/ Подстригач Я. С., Прокопенко А. Г., Вигак В. М., Горешник А. Д. — Теплоэнергетика, 1973, № 12, с. 71—75.
3-5. **Вопросы** теплоотдачи и гидравлики двухфазных сред/ Под ред. С. С. Кутателадзе. — М.-Л.; Госэнергоиздат, 1961.
3-6. **Кутателадзе С. С., Леонтьев Л. И.** Теплообмен и трение в турбулентном пограничном слое. — М.: Энергия, 1972.
3-7. **Исследование** турбулентных течений двухфазных сред/ Под ред. С. С. Кутателадзе. Новосибирск, АН СССР, Сиб. отд. Институт теплофизики, 1973.
3-8. **Дейч М. Е., Филиппов Г. А.** Газодинамика двухфазных сред. — М.: Энергия, 1968.
3-9. **Филиппов Г. А.** Исследование потоков влажного пара в элементах проточных частей турбин. Автореф. дис. на соиск. учен. степени д-ра техн. наук. М., 1971. В надзаг.: Мин-во высш. и сред. спец. образования СССР, Моск. энергетический ин-т.
3-10. **Филиппов Г. А., Поваров О. А., Пряхин В. В.** Исследования и расчеты турбин влажного пара — М.: Энергия, 1973.
3-11. **Можаров Н. А.** Экспериментально-теоретическое исследование закономерностей срыва пленки при движении газожидкостного потока в сепарационных устройствах. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. М., 1959. В надзаг.: Мин-во высш. и сред. спец. образования СССР, Моск. энергетический ин-т.
3-12. **Ananiev E. P., Boyko L. D., Kruzhilin G. N.** Heat transfer in the presence of steam condensation in horizontal tube. In Papers, presented at the 1961 Intern. Heat Transfer Conference «International Developments in Heat Transfer», Univ. of Colorado Boulder, Colo. USA. Part II, Section A, p. 290—295 with ill.
3-13. **Елизаров Д. П., Гержой И. П., Альбертинский Л. И.** К вопросу о пропускной способности дренажных линий главных паропроводов. — Теплоэнергетика, 1965, № 12, с. 22—26.
3-14. **Елизаров Д. П.** К расчету пропускной способности продувочно-дренажных трубопроводов. — Теплоэнергетика, 1975, № 3, с. 60—66.
4-1. **Костовецкий Д. Л., Тынтарев Э. М.** Расчет трубопроводов на прочность и жесткость на ЭЦВМ «Урал-2» по программе ЦКТИ. (Инструкция по составлению заданий и заполнению таблиц исходных данных). — Руководящие указания. Л.: ЦКТИ. 1965, вып. 10.
4-2. **Ловцкий Э. В., Скородумова И. М.** Расчет разветвленных трубопроводов на электронной вычислительной машине. — Электрические станции, 1966, № 10, с. 15—16.
4-3. **Hoppe J.** Die Elastizitätsberechnung vorgespannter geflanschter Rohrleitungen mit Hilfe von elektrischen Rechenanlagen. — B. W. K., 1963, Bd 15, № 7, S. 331—337.
4-4. **Ратнер А. В.** Методы повышения эксплуатационной надежности арматуры и паропроводов высокого и сверхвысокого давления тепловых электростанций. Автореф. дис. на соиск. учен. степени д-ра техн. наук. М., 1968. В надзаг.: Мин-во энергетики и электрификации СССР, Всесоюзный теплотехнический ин-т.
4-5. **Аристов М. Я., Ратнер А. В.** Экспериментальное определение предельных нагрузок для труб из аустенитных сталей. — Теплоэнергетика, 1960, № 7, с. 69—76.
4-6. **Осиповский Н. Ф.** Методические указания по установке опор и затяжке их пружин в паропроводах блочных установок электростанций. М., БТИ ОРГРЭС, 1967.
4-7. **Рудомино Б. В.** О регулировке пружинных креплений трубопроводов. — Электрические станции, 1962, № 1, с. 18—21.
4-8. **Нормы** расчета на прочность котельных агрегатов. — М.—Л.: Машгиз, 1950.

4-9. **Волошин А. А.** Расчет на прочность трубопроводов судовых энергетических установок. — Л.: Судостроение, 1967.
4-10. **Гуревич А. И.** К расчету трубопроводов на самокомпенсацию при тепловом расширении. — Теплоэнергетика, 1957, № 6, с. 57—59.
4-11. **Нахалов В. А.** Числовой метод расчета сложных трубопроводов на тепловые расширения и внешние нагрузки. — Теплоэнергетика, 1964, № 4, с. 87—91.
4-12. **Залкинд Е. М.** Упрощенные способы оценки и расчетов компенсирующей способности трубопроводов. — Электрические станции, 1964, № 3, с. 28—32.
4-13. **Благонадежин В. Л.** Критерий для оценки компенсирующей способности станционных трубопроводов. — Теплоэнергетика, 1965, № 3, с. 32—36.
4-14. **Балашова Р. К.** Упрощенный способ расчета сложных трубопроводов на тепловые расширения и внешние нагрузки. — Электрические станции, 1967, № 2, с. 16—22, № 3, с. 24—31.
4-15. **Елизаров Д. П.** Новый метод приближенного расчета вертикальных температурных перемещений паропроводов. — Теплоэнергетика, 1971, № 11, с. 70—75.
4-16. **Крылов А. Н.** О расчете балок, лежащих на упругом основании. 2-е изд., перераб. и доп. Л.: АН СССР, 1931.
4-17. **Папкович П. Ф.** Строительная механика корабля. Т. 2, ч. 1, М.—Л.: Морской транспорт, 1947.
4-18. **Симвулиди И. А.** Расчет инженерных конструкций на упругом основании. — М.: Высшая школа. 1968.
4-19. **Ловцкий Э. В.** Выбор промежуточных опор трубопроводов и расчет затяжки пружин. — Электрические станции, 1966, № 8, с. 30—34.
4-20. **Гуревич А. И.** Определение напряжений самокомпенсации в трубопроводе и корректировка затяжки пружин в подвесках. — Электрические станции, 1969, № 10, с. 37—41.
4-21. **Снижение** напряжений от весовой нагрузки в действующих паропроводах/ Нахалов В. А., Еловиков А. С., Бисноватый А. С. и др. — Электрические станции, 1971, № 7, с. 41—43.
4-22. **Магалиф В. Я., Масеев Б. И.** Новый подход к расчету затяжки пружинных креплений трубопроводов. — Электрические станции, 1971, № 9, с. 22—25.
4-23. **Ефименко Г. П., Медведев Г. Ф.** Регулировка пружинных опор трубопровода с учетом его податливости. — Электрические станции, 1976, № 9, с. 22—25.
4-24. **Костовецкий Д. Л., Токарский Б. Н.** О затяжке пружин упругих опор трубопроводов. — В кн.: Проектирование и расчет трубопроводов тепловых электростанций. Труды ЦКТИ, 1966, вып. 67, с. 91—104.
4-25. **Инструкция** по монтажу и регулировке пружинных креплений паропроводов. М.: СЦНТИ ОРГРЭС, 1974.
5-1. **Поляризационно**-оптический метод исследования напряжений. Проблемы прочности в машиностроении/ Под общ. ред. Н. И. Пригоровского. — М.: Наука, 1965.
5-2. **Логинов В. Н.** Электрические измерения механических величин. 2-е изд., перераб. и доп. — М.: Энергия, 1976.
5-3. **Гинзбург В. Б.** Магнитоупругие датчики. — М.: Энергия, 1970 (Б-ка по автоматике. Вып. 412).
5-4. **Высокотемпературная** и магнитоупругая тензометрия. Материалы к научно-технической конференции/ Под общ. ред. Е. М. Аристова. — Л.: ЛДНТП, 1971.
5-5. **Пригоровский Н. И., Забугина Н. А., Безходарная Л. В.** Хрупкие лаковые покрытия для исследования напряжений в деталях машин и конструкциях. М.: Изд. АН СССР, Институт технико-экономической информации, 1956.
5-6. **Методы** исследования напряжений/ Под ред. Н. И. Пригоровского. М.: Наука, 1965.
5-7. **Исследование** температурных напряжений/ Под ред. Н. И. Пригоровского. — М.: Наука, 1972.
5-8. **Глаговский Б. А., Пивен И. Д.** Электротензометры сопротивления. — Л.: Энергия, 1972.
5-9. **Исследование** напряженного состояния конструкций и деталей машин при помощи электротензометрии/ Осипов В. М. и др. — Саратов, 1967.
5-10. **Клокова Н. П.** Тензодатчики для измерений при повышенных температурах. — М.: Машиностроение, 1965.
5-11. **Тензодатчики** для экспериментальных исследований/ Клокова Н. П., Лукашник В. Ф. и др. — М.: Машиностроение, 1972.
5-12. **Нехендзи Е. Ю., Харитонов Н. П.** Тензометры сопротивления для измерений статических деформаций при повышенных температурах. — Л.: ЛДНТП, 1962.
5-13. **Поляков А. Л.** Высокотемпературные проволочные тензодатчики для измерения статических деформаций в деталях энергетического оборудования: Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук/ ЦНИИТмаш. М., 1965.

5-14. **Тисенко Н. Г., Боркунский Г. Х.** Микропроволока для термокомпенсированных тензодатчиков. — М.: Машиностроение, 1968.
5-15. **Применение** органосиликатных материалов в высокотемпературной тензометрии/ Дайчик М. Л., Харитонов Н. П., Чекмарев М. А. и др. Л.: Наука, 1972.
5-16. **Исследование** напряжений и температуры в стенках барабанов котлов высокого давления в эксплуатационных условиях/ Пригоровский Н. И., Хуршудов Г. Х. и др. — Машиноведение, 1969, № 1, с. 70—81.
5-17. **Напряжения** в цилиндре высокого давления турбины К-200-130 при различных режимах эксплуатации/ Пригоровский Н. И., Хуршудов Г. Х. и др. — Теплоэнергетика, 1973, № 7, с. 34—38.
5-18. **Температурные** напряжения в корпусах цилиндров высокого и среднего давления турбины К-200-130/ Пригоровский Н. И., Хуршудов Г. Х. и др. — Теплоэнергетика, 1976, № 4, с. 43—48.
5-19. **Исаченко В. П., Осипова В. А., Сукомел А. С.** Теплопередача. — М.—Л.: Энергия, 1965.
5-20. **Шнейдер П. Д.** Инженерные проблемы теплопроводности. — М.: Изд-во иностр. лит., 1960.
5-21. **Schmidt E.** Die Wärmeubertragung durch Rippen. — Zeitschrift des Vereines deutscher Ingenieure, 1926, Bd 70, № 26, S. 885—889.
5.22. **А. с.** 485298 (СССР). Ребро для теплообменного элемента/ Елизаров Д. П. Опубл. в бюл. «Открытия. Изобретения. Промышленные образцы. Товарные знаки», 1975, № 35.
5-23. **А. с.** 106953 (СССР). Экстензометр/ Д. П. Елизаров. Опубл. в «Бюл. изобрет. и товарных знаков», 1957, № 6.
5-24. **Елизаров Д. П., Ясин С.** Тензометр для определения напряжений в металле при высокой температуре. — Известия вузов. Энергетика, 1962, № 10, с. 124—130.
5-25. **Елизаров Д. П., Федорович Л. А., Ясин С.** Механический тензометр МЭИ.— В кн.: Методы и приборы тензометрии, вып. 4. М.: ГОСИНТИ, 1964, с. 79—85.
5-26. **А. с.** 337638 (СССР). Тензометр для измерения деформаций объектов в условиях переменных температур/ Д. П. Елизаров. Опубл. в «Бюл. изобрет. и товарных знаков», 1972, № 15.
5-27. **Гордов А. Н.** Основы пирометрии. 2-е изд., перераб. и доп. М.: Металлургия, 1971.
5-28. **Электрические** измерения неэлектрических величин/ Под ред. П. В. Новицкого. 5-е изд., перераб. и доп. — Л.: Энергия, 1975.
5-29. **Методы** и средства измерения неэлектрических величин/ Ред. В. И. Петухов. Рязанский радиотехнический институт, 1973.
5-30. **Агейкин Д. И., Костина Е. Н., Кузнецова Н. Н.** Датчики контроля и регулирования. — М.: Машиностроение, 1965.
5-31. **Напряжения** и деформации в деталях и узлах машин/ Под ред. Н. И. Пригоровского. М.: Машгиз, 1961.
5-32. **Шашков А. Г.** Терморезисторы и их применение. — М.: Энергия, 1967.
5-33. **Румшиский Л. З.** Математическая обработка результатов эксперимента. Справочное руководство. — М.: Наука, 1971.
5-34. **Яковлев К. П.** Математическая обработка результатов измерений. — М.—Л.: Гос. изд-во технико-теоретической лит., 1950.
5-35. **Кудряшова Ж. Ф., Рабинович С. Г.** Методы обработки результатов наблюдений при косвенных измерениях. — Труды метрологических институтов СССР. Всесоюзный научно-исследовательский институт метрологии им. Д. И. Менделеева. Вып. 172 (232), Л.: Энергия, 1975, с. 3—58.
5-36. **Зайдель А. Н.** Элементарные оценки ошибок измерений. — Л., Наука, 1968.
5-37. **Преображенский В. П., Лецкас В. Г.** Исследование методических погрешностей при измерении температур. — Труды МЭИ, 1974, вып. 188, с. 65—69.
6-1. **Елизаров Д. П.** Напряжения в стенке паропровода высоких параметров при прогреве. — Теплоэнергетика, 1960, № 12, с. 19—23.
6-2. **Елизаров Д. П.** Температурные напряжения в паропроводе из стали 12ХМФ при прогреве. — Теплоэнергетика, 1962, № 10, с. 59—64.
6-3. **Осиповский Н. Ф.** Паропроводы сверхвысоких параметров. — В кн.: Опыт эксплуатации Черепетской ГРЭС. М.—Л., Госэнергоиздат, 1959, с. 166—186.
6-4. **Новожилов Н. М., Слепак Э. Ш., Трусов Л. П.** Исследование металла труб и сварных соединений паропровода из аустенитной стали 1Х14Н14В2М. — В кн.: Металл в современных энергоустановках. М.—Л.: Госэнергоиздат, 1960, с. 39—55.
6-5. **Гура П. М., Лагунцов И. П., Ратнер А. В.** Опыт эксплуатации котельных аустенитных сталей. — В кн.: Повышение параметров пара и мощности агрегатов в теплоэнергетике. М.—Л.: Госэнергоиздат, 1961, с. 92—103.
6-6. **Крыжановский В. А.** Обобщение результатов наблюдений за аустенитными сталями на Черепетской ГРЭС. — Теплоэнергетика, 1964, № 2, с. 6—12.

6-7. **Поляков А. Л., Елизаров Д. П.** Экспериментальное определение напряжений в паропроводах. — Труды ЦНИИТмаш, 1962, вып. 32, с. 9—14.
6-8. **Поляков А. Л., Елизаров Д. П., Волков С. В.** Напряжения в паропроводе из аустенитной стали при прогреве. — Теплоэнергетика, 1963, № 2, с. 69—73.
6-9. **Поляков А. Л., Харитонов Н. П.** Высокотемпературные тарируемые датчики. — Труды ЦНИИТмаш, 1962, вып. 32, с. 5—8.
6-10. **Нехендзи Е. Ю.** Тензометры из константановой проволоки для повышенных температур. — Информационное письмо № 216. — Л.: БТИ ЦКТИ, 1959.
6-11. **Исследование** напряженного состояния аустенитных паропроводов Черепетской ГРЭС/ Горелкин Б. Г., Елизаров Д. П., Красильников С. М. и др. — Научно-техническая информация о работах ЦНИИТмаш, 1965, № 56, с. 107—112.
6-12. **К вопросу** о напряжениях, действующих в паропроводах из аустенитной стали/ Горелкин Б. Г., Красильников С. М., Федорович Л. А. и др. — Теплоэнергетика, 1965, № 9, с. 34—37.
6-13. **Никитин Ю. М.** К вопросу о локальном разрушении сварных соединений паропроводов из аустенитной стали. Автореф. дис. на соиск. учен. степени канд. техн. наук. ЦНИИТмаш. М.: 1963.
6-14. **Елизаров Д. П., Корзун И. И., Пиллер Ф. И.** Исследование напряжений в паропроводах 255 ата блока 300 МВт при переменных режимах. — Теплоэнергетика, 1969, № 4, с. 14—18.
6-15. **Елизаров Д. П., Миков Г. Г., Федорович Л. А.** Тензометрирование паро-перепускной трубы от регулирующих клапанов к сопловой коробке турбины. — Труды МЭИ, 1974, вып. 188.
6-16. **Мосеев Г. И., Тугов А. И., Гуторов В. Ф.** Экспериментальное определение максимально допустимой скорости нагружения энергоблока мощностью 150 МВт. — Теплоэнергетика, 1975, № 1, с. 34—38.
6-17. **Черня Г. А.** Суточные графики нагрузки объединенных энергосистем и вопросы повышения маневренности энергетического оборудования. — Теплоэнергетика, 1975, № 11, с. 23—27.
6-18. **Беляев Л. С., Левенталь Г. В., Славин Г. Б.** Исследование эффективности применения маневренного оборудования в перспективе развития энергетических систем. — Теплоэнергетика, 1974, № 5, с. 12—16.
6-19. **Вигак В. М., Любин А. Г.** Приближенное аналитическое определение оптимальных нестационарных температурных режимов для паропроводов. — Теплоэнергетика, 1976, № 3, с. 71—74.
6-20. **Допустимые** температурные напряжения и скорости прогрева (расхолаживания) толстостенных паропроводов/ Вигак В. М., Фальковский С. В., Горешник А. Д., Мащенко Б. В. — М.: Энергия, 1975.
6-21. **Некоторые** особенности организации режимов пуска моноблока 300 МВт/ Плоткин Е. Р., Кроль А. Я., Бритвин А. В. и др. — Теплоэнергетика, 1975, № 6, с. 39—46.
6-22. **Теория** ползучести и длительной прочности металлов/ Одинг И. А., Иванова В. С., Бурдукский В. В., Геминов В. Н. — М.: Металлургиздат, 1959.
6-23. **Качанов Л. М.** Теория ползучести. — М.: Физматгиз, 1960.
6-24. **Томленов А. Д.** Теория пластического деформирования металлов. — М.: Металлургия, 1972.
6-25. **Кеннеди А. Д.** Ползучесть и усталость в металлах/ Пер. с англ. — М.: Металлургия, 1965.
6-26. **А. с.** 150686 (СССР). Устройство для эксплуатационного наблюдения за ползучестью паропроводов/ Елизаров Д. П. — Опубл. в «Бюл. изобрет. и товарных знаков». 1962, № 19.
6-27. **Устройство** системы канд. техн. наук Д. П. Елизарова для эксплуатационного наблюдения за ползучестью паропроводов электростанций. Проспект ВДНХ СССР. М.: МЭИ, 1963.
6-28. **Елизаров Д. П.** Непрерывный контроль ползучести паропроводов. — Электрические станции, 1961, № 10, с. 80—81.
6-29. **Елизаров Д. П.** Эксплуатационное наблюдение за ползучестью паропроводов с помощью нового устройства системы МЭИ. — Теплоэнергетика, 1964, № 8, с. 90—92.
6-30. **Елизаров Д. П., Никель А. А., Семенова Т. Ф.** Опыт наблюдения за ползучестью паропроводов теплоэлектростанций. — Электрические станции, 1974, № 2, с. 80—82.

ОГЛАВЛЕНИЕ

Предисловие 3
Введение 4
Глава первая. **Температурные напряжения в паропроводах в переходных режимах** 7
1-1. Введение 7
1-2. Напряжения в паропроводах при тепловом ударе 15
1-3. Напряжения от температурной неравномерности по окружности трубы 36
Глава вторая. **Фасонные элементы паропроводов и возникающие в них напряжения в переходных режимах** 62
2-1. Фланцевые соединения паропроводов и расчет напряжений в крепежных деталях при переходных режимах 62
2-2. Напряжения в гибах паропроводов 79
2-3. Напряжения в тройниковых соединениях паропроводов 85
Глава третья. **Условия прогрева и дренирование паропроводов** 99
3-1. Динамика заполнения прогреваемого паропровода паром и количество образующегося дренажа 99
3-2. Выбор проходных сечений дренажных линий из условия срыва пленки конденсата в прогреваемом паропроводе 109
3-3. Выбор проходных сечений дренажных линий из условия заданной скорости прогрева паропровода 113
3-4. Практическое применение метода для выбора проходных сечений дренажных линий и экспериментальные исследования 115
Глава четвертая. **Самокомпенсация температурных удлинений и перемещения паропроводов в переходных режимах** 119
4-1. Постановка вопроса 119
4-2. Сущность нового метода упрощенного расчета вертикальных температурных перемещений неразветвленного пространственного паропровода (метода «балки на упругом основании») 122
4-3. Пример расчета вертикальных температурных перемещений неразветвленного пространственного паропровода методом «балки на упругом основании» 131
4-4. Вывод расчетных формул для приближенного определения температурных перемещений разветвленного пространственного паропровода 133
4-5. Пример приближенного расчета перемещений разветвленного паропровода 138
4-6. Расчет моментов от весовой нагрузки и регулировка затяжки пружин у опор паропроводов 147
Глава пятая. **Методика натурной тензометрии паропроводов в переходных режимах** 171
5-1. Значение натурной тензометрии паропроводов для эксплуатации и требования к измерительным системам 171
5-2. Рычажный тензометр МЭИ для измерения деформаций при прогреве и охлаждении паропроводов 174
5-3. Роликовые тензометры МЭИ для измерения деформаций паропроводов в переходных режимах 178
5-4. Температурная поправка при горячей тензометрии паропроводов и обработка результатов измерений 181
5-5. Аппаратура для дистанционной регистрации деформаций паропроводов, измеряемых с помощью тензометров МЭИ 184
5-6. Лабораторные испытания тензометров МЭИ и их метрологические характеристики 187
Глава шестая. **Натурная тензометрия паропроводов в переходных режимах и контроль ползучести** 191
6-1. Натурная тензометрия паропроводов 191
6-2. Контроль ползучести паропроводов при помощи устройств МЭИ . . 233
Заключение 240
Приложения 242
Список литературы 257